

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA**  
**PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA**  
**MECÂNICA**

**SISTEMA HIDRÁULICO DE CONTROLE DE PRESSÃO EM MOLDES**  
**ESTEREOLITOGRAFADOS**

**DISSERTAÇÃO SUBMETIDA À UNIVERSIDADE**  
**FEDERAL DE SANTA CATARINA PARA A OBTENÇÃO**  
**DO GRAU DE MESTRE EM ENGENHARIA MECÂNICA**

**EDIVALDO FEITOSA PEREIRA**

**FLORIANÓPOLIS, SETEMBRO DE 2000**

**SISTEMA HIDRÁULICO DE CONTROLE DE PRESSÃO EM MOLDES  
ESTEREOLITOGRAFADOS**

**EDIVALDO FEITOSA PEREIRA**

**ESTA DISSERTAÇÃO FOI JULGADA PARA OBTENÇÃO DO TÍTULO DE**

**MESTRE EM ENGENHARIA**

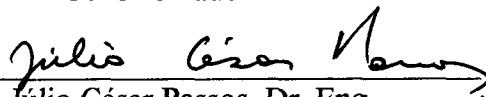
**ESPECIALIDADE ENGENHARIA MECÂNICA, E APROVADA EM SUA  
FORMA FINAL PELO PROGRAMA DE PÓS GRADUAÇÃO EM  
ENGENHARIA MECÂNICA**



Prof. Victor Juliano De Negri, Dr. Eng.  
Orientador

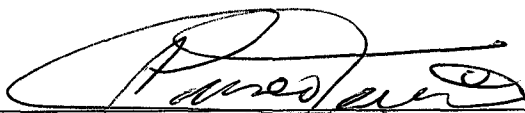


Prof. Carlos Henrique Ahrens, Dr. Eng.  
Co-Orientador

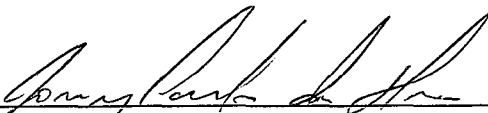


Prof. Júlio César Passos, Dr. Eng.  
Coordenador do Programa de Pós-Graduação  
em Engenharia Mecânica

**BANCA EXAMINADORA**



Presidente - Prof. Aureo Campos Ferreira, Ph. D.



Prof. Jonny Carlos da Silva, Dr. Eng.



Prof. Paulo Wendhausen, Dr. Ing.

Ao meu pai Luiz Francisco (*in memoria*)  
e à minha mãe Teresinha

À minha esposa Germany  
aos meus filhos Luma, Edivaldo Filho e Davi



## AGRADECIMENTOS

A Deus, pois, sem ele nada tem sentido e onde todas as coisas são possíveis.

Aos meus pais Luiz Francisco Pereira(*in memoria*) e Teresinha Feitosa Pereira, por serem mais do que eu mereço e representarem um exemplo de honestidade, lealdade, humildade e dedicação.

Ao Professor Dr. Victor Juliano De Negri pela paciência, confiança, orientação, conhecimentos transmitidos e pela amizade sincera.

Ao Professor Dr. Carlos Henrique Ahrens pela orientação e pela amizade transparente.

Ao Professor Dr. Glicério Triches e sua esposa Nezita pelo apoio, carinho, amizade e auxílio em momentos difíceis.

Aos meus irmãos e irmãs, que me incentivaram e me deram forças para realizar este trabalho.

Ao meu sogro Idelfonso e minha sogra Tereza, e a todos os meus cunhados e cunhadas, sobrinhos e sobrinhas pelo apoio e carinho dedicados.

Aos amigos e colegas da Universidade Federal de Santa Catarina em especial ao Carlos Bier, João Tavares, Sérgio, Emílio, Jefferson, Vinadé, Fernando Lafratta, Prof. Júlio Passos, Eduardo Grutzmaher e aos amigos do Granville, Vanderlei e Graciane, Josemar e Lilica, Mário e Valéria, e Morgani, pela amizade sincera e companheirismo, e a todos aqueles que colaboraram de uma forma direta ou indireta para a realização deste trabalho.

Um agradecimento especial aos amigos e colegas do LASHIP, em especial ao Eduardo Perondi, Mauro André, Guilherme, Fernando Furst, Joel, Fred, Roberto, Jonny, Márcio, Luiz Antônio e Sandra, com os quais compartilhei bons momentos dentro e fora da Universidade.

Ao CEFET-PI, em especial à Professora Rita de Cássia, e à CAPES pelo suporte financeiro.

Aos meus filhos, Luma Káty, Edivaldo Filho e Davi pela compreensão, carinho, motivação e apoio sempre que preciso.

Finalmente, ao meu grande amor, minha esposa Germany, pelo incansável apoio, estímulo, compreensão, tolerância e amor demonstrados tanto nos momentos bons quanto nos difíceis.

“Importa mais como se viveu do que quanto. Viver bem não é viver muito e sim para além do tempo concedido, o que somente se obtém vivendo para o bem”. (Anônimo)

## SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS.....	ix
SÍMBOLOGIA.....	xii
RESUMO.....	xvi
ABSTRACT.....	xvii
1 – INTRODUÇÃO.....	1
1.1 - Generalidades.....	1
2 – CARACTERIZAÇÃO DO PROCESSO DE INJEÇÃO.....	4
2.1 – Objetivos.....	4
2.1.1 – Tipos de Máquinas de Moldagem por Injeção.....	5
2.1.2 – Especificações das Máquinas de Moldagem por Injeção.....	6
2.1.3 – Processo de Moldagem por Injeção.....	7
2.1.3.1 - Fase de Enchimento.....	7
2.1.3.2 - Fase de Compressão.....	8
2.1.3.3 - Fase de Recalque.....	9
2.1.4 – Efeitos dos parâmetros na Pressão da Cavidade.....	10
2.1.4.1 - Velocidade de Injeção.....	10
2.1.4.2 - Comutação da Pressão de Injeção para Pressão de Recalque.....	11
2.1.4.3 - Pressão de Recalque.....	13
2.1.4.4 - Temperatura do Fundido.....	13
2.1.4.5 - Temperatura do Molde.....	14

2.2 – Técnica de Prototipagem Rápida.....	15
2.2.1 – Estereolitografia (SL).....	15
2.2.2 – Direct AIM <sup>TM</sup> .....	17
2.3 – Aspectos importantes no processo de estereolitografia.....	19
2.4 – Processo Direct AIM <sup>TM</sup> Aprimorado.....	21
 3 – ANÁLISE DE REQUISITOS PARA A CONCEPÇÃO DO SISTEMA HIDRÁULICO.....	23
3.1 – Considerações iniciais.....	23
3.1.1 – Aspectos relativos ao sistema de resfriamento.....	23
3.1.2 – Aspectos relativos à espessura da casca do inserto.....	24
3.1.3 – Os aspectos relativos às pressões de injeção e parâmetros de moldagem.....	25
3.4 – Requisitos para a construção do sistema de controle.....	27
 4 – MODELAGEM.....	31
4.1 – Introdução.....	31
4.2 – Válvula proporcional controladora de vazão(1V1).....	34
4.2.1 – Vazão de Controle.....	34
4.2.2 – Determinação dos coeficientes $K_q^{1V1}$ e $K_c^{1V1}$ para a válvula direcional controladora de vazão 1V1.....	36
4.2.3 – Análise da equação da vazão na válvula direcional controladora de vazão 1V1.....	39
4.3 – Câmara 1C1 com inserto e tubulação de saída.....	43
4.3.1 – Equação da continuidade para a câmara 1C1.....	43
4.3.2 – Equação da vazão para a tubulação 0Z3.....	46
4.3.3 – Equação do movimento do inserto.....	46

4.4 – Válvula de controle de pressão 1V2.....	50
4.4.1 – Equação da Continuidade.....	51
4.4.2 – Equação do Movimento.....	53
4.4.3 – Determinação do coeficientes $K_{pqv}^{1V2}$ e $K_{pu}^{1V2}$ para a válvula de alívio 1V2.....	56
4.5 – Descrição Matemática por função transferência.....	60
 5 – SIMULAÇÃO E ANÁLISE.....	 64
5.1 – Introdução.....	64
5.2 – O diagrama de simulação.....	65
5.2.1 – Válvula controladora de vazão.....	65
5.2.2 – Câmara 1C1.....	66
5.2.3 – Válvula de alívio de pressão.....	66
5.2.4 – Inserto de Molde.....	67
5.2.5 – Pressão de Injeção ( $p^{2C1}$ ).....	68
5.2.6 – Tensão na válvula controladora de vazão ( $U_1^{1V1}$ ).....	68
5.2.7 – Diagrama global.....	70
5.3 – Simulação.....	70
5.4 – Resultados.....	72
 6 – CONCLUSÕES.....	 80
 APÊNDICE A.....	 82
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	87

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Máquina Injetora do tipo embolo.....	5
Figura 2 – Máquina Injetora de parafuso.....	6
Figura 3 – Molde para Injeção A) Partes principais B) Perfil da pressão na cavidade.....	8
Figura 4 – Efeito da velocidade de Injeção na pressão da cavidade.....	11
Figura 5 – Perfil da pressão na cavidade afetado pela posição do ponto de comutação da pressão de injeção para pressão de recalque.....	12
Figura 6 – Perfis da pressão na cavidade afetado pela temperatura do fundido.....	13
Figura 7 – Perfil da pressão na cavidade afetada pela temperatura do molde.....	14
Figura 8 – Esquema de funcionamento do princípio do processo de SL.....	15
Figura 9 – Etapas do processo de SL.....	17
Figura 10 – Inserto montado em porta molde com seus tubos de refrigeração posicionados.....	18
Figura 11 – montagem do inserto no porta molde com composto de epóxi misturado com alumínio na parte posterior.....	18
Figura 12 – Exemplo de dutos de refrigeração em resina fotocurável construídos na parte posterior do inserto.....	22
Figura 13 – Esboço do sistema hidráulico de controle de pressão com válvulas proporcionais acoplado à câmara posterior do molde na injetora.....	29
Figura 14 - Sistema de controle de pressão.....	32
Figura 15 – Curva de vazão(l/min) x Tensão $U_1^{VP1}$ (% da tensão nominal).....	37

Figura 16 - Detalhe da câmara 1C1 com a ligação através de tubo para a válvula de alívio.....	45
Figura 17 – (a) Câmara 1C1 e válvula de controle de pressão 1V2.....	51
(b) detalhe da válvula de controle de pressão de um estágio.....	51
Figura 18 – Curva de pressão(bar) x U(% da tensão nominal) para $q_v = 5l/min$ .....	57
Figura 19 – Curva de pressão(bar) x Vazão( $l/min$ ).....	57
Figura 20 - Diagrama de blocos para a vazão ( $q_{v2}^{1/1}$ ) de saída da válvula controladora de vazão.....	60
Figura 21 - Diagrama de blocos para a câmara 1C1.....	61
Figura 22 – Diagrama de blocos da válvula controladora de vazão e da câmara 1C1 com o movimento do inserto.....	61
Figura 23 - Diagrama de blocos para o movimento do inserto.....	62
Figura 24 – Diagrama de blocos envolvendo a válvula controladora de vazão, a câmara 1C1 e o deslocamento do inserto.....	62
Figura 25 - Diagrama de blocos da válvula de alívio 1V2.....	63
Figura 26 - Diagrama de blocos da válvula controladora de vazão.....	65
Figura 27 - Diagrama de blocos para a câmara 1C1 e tubo 0Z3.....	66
Figura 28 - Diagrama de blocos para a válvula de alívio de pressão.....	67
Figura 29 - Diagrama de blocos para o inserto de molde.....	68
Figura 30 - Diagrama de blocos para a simulação da tensão na válvula controladora de vazão.....	69
Figura 31 - Diagrama de blocos global de simulação do sistema de controle.....	70
Figura 32 – Simulação da pressão na câmara 1C1(Pa) x tempo(s).....	73
Figura 33 – Simulação do início do deslocamento do inserto(m) x tempo(s).....	74
Figura 34 – Simulação do deslocamento do inserto(m) x tempo(s) com variação do amortecimento viscoso do inserto.....	74

Figura 35 – Simulação do deslocamento do inserto(m) x tempo(s) com variação do amortecimento viscoso do inserto.....	75
Figura 36 – Simulação da pressão na câmara 1C1(Pa) x tempo(s) com variação da constante de tempo ( $\tau^{1V2}$ ).....	76
Figura 37 – Simulação do deslocamento do inserto(m) x tempo(s) com variação da constante de tempo ( $\tau^{1V2}$ ).....	76
Figura 38 – Simulação da pressão na câmara 1C1(Pa) x tempo(s) com variação do coeficiente de vazão-pressão ( $k_c^{0Z2}$ ).....	77
Figura 39 – Simulação do deslocamento do inserto(m) x tempo(s) com variação do coeficiente de vazão-pressão ( $k_c^{0Z3}$ ).....	77
Figura 40 – Simulação da pressão na câmara 1C1(Pa) x tempo(s) para uma entrada em degrau em ( $U_1^{1V1} = 1$ V) na válvula controladora de vazão.....	78
Figura 41 – Simulação do deslocamento do inserto(m) x tempo(s) para uma entrada em degrau em ( $U_1^{1V1} = 1$ V) na válvula controladora de vazão 1V1.....	79
Figura 42 – Simulação da vazão de entrada na válvula de alívio(m <sup>3</sup> /s) x tempo(s) para uma entrada em degrau em ( $U_1^{1V1} = 1$ V) na válvula controladora de vazão 1V1.....	79
Figura A1 – Esboço da calota de raio ' $r^{0Z2}$ ' e flecha ' $x^{0Z2}$ '.....	82
Figura A2 – Esboço da calota em uma esfera.....	84

## SIMBOLOGIA

### PARÂMETROS E VARIÁVEIS

$A_o$  = área do orifício de controle genérico ( $m^2$ )

$A^{1V1}$  = área do orifício de controle válvula controladora de vazão ( $m^2$ )

$A^{0Z2}$  = área do inserto ( $m^2$ )

$A_p^{1V2}$  = área do orifício de controle principal da válvula de alívio que varia com o deslocamento ( $x_{vc}^{1V2}$ ) do carretel da válvula ( $m^2$ )

$A_e^{1V2}$  = área útil do embolo da válvula de alívio ( $m^2$ )

$B^{0Z2}$  = coeficiente de amortecimento viscoso associado ao inserto (Ns/m)

$C_d$  = coeficiente de descarga no orifício de controle genérico (ADIM)

$C_d^{1V1}$  = coeficiente de descarga no orifício de controle da válvula controladora de vazão (normalmente  $C_d \cong 0,625$  (ADIM))

$C_d^{1V2}$  = coeficiente de descarga no orifício principal da válvula de alívio (normalmente  $C_d \cong 0,625$  ADIM)

$D^{0Z2}$  = módulo de rigidez à flexão do inserto (Nm)

$E$  = módulo de Young (Pa)

$F_s^{1V2}$  = força que atua no solenóide da válvula de alívio 1V2 (N)

$h^{0Z2}$  = espessura do inserto (m)

$K_c^{1V1}$  = coeficiente de vazão-pressão na válvula 1V1 ( $m^5/Ns$ )

$K_c^{0Z3}$  = coeficiente de vazão pressão no tubo ( $m^5/Ns$ )



$K_{cp}^{1V2}$  = coeficiente de vazão-pressão do orifício principal da válvula de alívio ( $m^5/s$ )

$K^{0Z2}$  = rigidez associada ao inserto (N/m)

$K_m^{1V2}$  = constante de rigidez da mola da válvula de alívio 1V2 (N/m)

$K_q^{1V1}$  = ganho de vazão da válvula controladora de vazão ( $m^3/s$ )

$K_{qp}^{1V2}$  = ganho de vazão do orifício principal da válvula de alívio ( $m^2/s$ )

$K_{pqv}^{1V2}$  = coeficiente de pressão-vazão ( $(Pa \cdot s)/m^3$ )

$K_{pu}^{1V2}$  = coeficiente de pressão-tensão (Pa/V)

$K_s^{1V2}$  = ganho do solenóide proporcional da válvula de alívio 1V2 (N/V)

$M_c^{1V2}$  = massa do carretel da válvula de alívio 1V2 (Kg)

$M^{0Z2}$  = massa do inserto (Kg).

$(p^{1C1} - p^{2C1}) A^{0Z2}$  = força que atua no inserto devido à diferença de pressão entre as câmaras 1C1 e 2C1.

$p_s$  = pressão de suprimento do sistema (Pa)

$p^{1V2}$  = pressão na câmara da válvula de alívio 1V2 (Pa)

$p^{1C1}$  = pressão que atua na câmara 1C1 (Pa)

$q_v$  = vazão volumétrica genérica através de um orifício ( $m^3/s$ )

$q_{v1}^{1V2}$  = vazão que entra na válvula de alívio ( $m^3/s$ )

$q_{v2}^{1C1}$  = vazão que sai da câmara 1C1 ( $m^3/s$ )

$q_{v2}^{1V1}$  = vazão volumétrica que sai da válvula controladora de vazão ( $m^3/s$ )

$q_{v3}^{1V2}$  = vazão de saída da válvula de alívio para o reservatório ( $m^3/s$ )

$q_{v1}^{1C1}$  = vazão de entrada na câmara 1C1 ( $m^3/s$ )

$K$  = raio da esfera genérica que define a deformação do inserto(variável) (m)

$r^{0Z2}$  = raio do inserto(fixo) (m)

$U_1^{1V1}$  = tensão aplicada no solenóide da válvula controladora de vazão (V)

$U_1^{1V2}$  = tensão aplicada no solenóide da válvula de alívio 1V2 (V)

$V^{1C1}$  = volume médio da câmara 1C1 (m<sup>3</sup>)

$V^{1V2}$  = volume na válvula de alívio 1V2 (m<sup>3</sup>)

$x_{vc}^{1V2}$  = deslocamento do carretel da válvula de alívio (m)

$x^{0Z2}$  = deslocamento do ponto central do inserto(variável) (m)

## LETRAS GREGAS

$\beta$  = módulo de elasticidade volumétrico (*bulk modulus*) (Pa)

$\Delta q_v$  = variação da vazão no ponto de operação (m<sup>3</sup>/s)

$\Delta p$  = queda de pressão no orifício (Pa)

$\Delta p$  = variação de pressão no ponto de operação (Pa)

$\Delta p_{a\ dim}^{1C1}$  = diferença de pressão admissível na câmara 1C1

$\Delta p_i$  = carga a que está sendo submetida o inserto (Pa)

$\Delta p_{via}^{1V1}$  = diferença de pressão em i via da válvula 1V1

$\Delta u$  = variação da tensão no ponto de operação (V)

$\mu$  = coeficiente de poisson (ADIM)

$\rho$  = massa específica do fluido (kg/m<sup>3</sup>)

$\tau^{1V2}$  = constante de tempo da válvula de alívio (s)

$\omega_n^{1V2}$  = frequência natural da válvula de alívio (rad/s)

$\xi^{1V2}$  = taxa de amortecimento da válvula de alívio

## CONVENÇÕES

‘ADIM’	= Adimensional
‘Subíndice ‘admis’’	= Designa a diferença de pressão admissível
‘Subíndice ‘via’’	= Designa a diferença de pressão em 1 via da válvula
‘Subíndice ‘s’’	= Designa a pressão de suprimento
‘Subíndice ‘v1’’	= Designa a variável na entrada
‘Subíndice ‘v2’’	= Designa a variável na saída
‘Subíndice ‘m’’	= Designa a mola
‘Subíndice ‘p’’	= Designa a pressão na válvula
‘Subíndice ‘pi’’	= Designa a pressão em relação ao inserto
‘Subíndice ‘u’’	= Designa a tensão no solenóide
‘Subíndice ‘vc’’	= Designa deslocamento do carretel da 1V2
‘Sobreíndice ‘1V1’’	= Designa a válvula 1V1
‘Sobreíndice ‘1V2’’	= Designa a válvula 1V2
‘Sobreíndice ‘1C1’’	= Designa a câmara 1C1
‘Sobreíndice ‘2C1’’	= Designa a câmara 2C1
‘Sobreíndice ‘0Z2’’	= Designa o inserto
‘Sobreíndice ‘0Z3’’	= Designa o tubo entre a câmara 1C1 e a válvula de alívio

## **RESUMO**

### **SISTEMA HIDRÁULICO PARA CONTROLE DE PRESSÃO EM MOLDES ESTEREOLITOGRAFADOS**

A presente dissertação apresenta o estudo dos requisitos para o controle de pressão na câmara posterior em insertos de moldes produzidos por estereolitografia e propõe a utilização de um sistema de controle com hidráulica proporcional. Partindo-se da proposição de emprego do processo Direct AIM<sup>TM</sup>, que se baseia na construção de insertos para injeção feitos em estereolitografia, estuda-se a viabilidade de melhorar o resfriamento do inserto sem a colocação de tubos de cobre e sem o preenchimento da parte posterior dos insertos com o composto de epóxi e alumínio, como tradicionalmente tem ocorrido. No método avaliado nesta dissertação, o fluido hidráulico, que atua como refrigerante, circula na câmara posterior do inserto do molde, diretamente em contato com este, sendo a pressão do fluido controlada a fim de compensar a pressão de injeção da câmara anterior e, desta maneira, minimizar deformações no inserto. É apresentada a modelagem e simulação de um sistema de controle hidráulico que emprega válvulas proporcionais para o controle de vazão e pressão, identificando-se parâmetros extraídos de catálogos técnicos. Os resultados alcançados fornecem os subsídios para a futura construção de um protótipo.

**Palavras Chaves:** controle de pressão, insertos estereolitografados, hidráulica proporcional

## **ABSTRACT**

### **HYDRAULIC SYSTEM FOR PRESSURE CONTROL INSIDE OF INSERT MOLDS OBTAINED THROUGH STEREOLITHOGRAPHY PROCESS**

This work presents a study of requirements to control the back chamber pressure in mold inserts built by stereolithography and proposes a system using a proportional hydraulic control. The Direct AIM<sup>TM</sup> method is used in order to produce the injection mold inserts. The work analyses the improving of the cooling in the mold insert back chamber with no copper pipes and without epoxy and aluminium compound filling, as traditionally is done. In the studied method, the cooling is done by a hydraulic fluid that circulates in the mold insert back chamber having direct contact with it. The fluid pressure is controlled in order to compensate the injection pressure, minimising the deformations that occur in the insert. It is presented the modelling and simulation of a hydraulic control system that uses flow rate and pressure proportional valves. The achieved results give support for further construction of a prototype.

Key words: pressure control, stereolithography inserts, proportional hydraulic.

# 1. INTRODUÇÃO

## 1.1 Generalidades

Transformar uma idéia em um produto que possa rapidamente ser lançado no mercado é uma questão, hoje, de importância capital, e a prototipagem rápida é uma das melhores maneiras de fazê-lo. A disponibilidade a curto prazo de protótipos para visualização ou para testes funcionais permite julgar o sucesso de um componente já durante a fase de seu desenvolvimento e, assim, eliminar os erros antes da elaboração do produto.

Criadas no final da década de 1980, as tecnologias de Prototipagem Rápida (RP, *Rapid Prototyping*) surgiram para reduzir os atrasos de tempo inerentes às reiteraões e otimizaões de projetos necessários para criar produtos de alta qualidade. Essas tecnologias, nas quais estão incluídas: Estereolitografia (SL), Sinterização a Laser Seletivo (SLS), Laminação de Objetos para Modelos (LOM) e Fusão e Deposição de Materiais (FDM), oferecem a capacidade para produzir rapidamente objetos sólidos tridimensionais diretamente de sua representação em CAD. Ao invés de diversas semanas, um protótipo pode ser produzido em poucos dias ou até em horas (Grelman *et al.* 1998).

Desde o início da década de 90, o método de prototipagem rápida mais utilizado tem sido o da estereolitografia (SL). Esta técnica consiste na solidificação de uma resina líquida, camada por camada, por uma fonte de laser ultra violeta até a construção de uma peça tridimensional.

Diversos centros de pesquisa e universidades, como por exemplo a de Michigan – EUA, estão concentrados no desenvolvimento de novos materiais (particularmente os cerâmicos) para uso em equipamentos de estereolitografia (SL). As resinas cerâmicas são utilizadas da mesma maneira que o epóxi tradicional ou resinas de acrilato. Porém, ao invés de produzir peças 100%

poliméricas, os materiais cerâmicos produzem objetos constituídos por aproximadamente 50% de material cerâmico e 50% de aglomerante de UV-polimerizado. Os materiais cerâmicos, desenvolvidos atualmente, incluem alumina, sílica e hidroxiapatita (Agrawal *et al.* 1987).

No que diz respeito a produtos injetados, a tecnologia de RP vem sendo empregada para a confecção de insertos de moldes, recebendo a denominação de RT (*Rapid Tooling*). Um dos processos de RT obtidos a partir da estereolitografia é o processo *Direct AIM* que, contudo, apresenta ainda algumas limitações como reduzida quantidade de peças fabricadas, longo tempo de resfriamento da peça moldada, restrição de materiais que podem ser utilizados para a injeção no molde, espessura mínima de 1,25 mm e máxima de 3,25 mm para a casca do inserto e irregularidades na peça devido ao encolhimento (Gomide, 2000).

Consequentemente, embora a visualização e verificação dimensional sejam possíveis, testes funcionais com protótipos ou peças obtidas por RT às vezes não o são devido às diferenças entre as propriedades físicas (mecânica e térmica) das mesmas e da peça de produção.

A pressão na cavidade é uma das variáveis mais importantes no processo de moldagem por injeção, sendo que o gráfico da pressão na cavidade pode ser usado para identificar falhas de máquinas e diagnosticar problemas de moldagem. Quando se utiliza um sistema para monitorar a pressão na cavidade, a otimização de parâmetros iniciais e de partida da máquina pode ser mais rápida, a produção mais econômica e com o envolvimento de um menor número de pessoas (Qiu, 1993).

O controle de pressão na cavidade é fundamental, uma vez que variações de pressão indesejáveis afetam a qualidade da peça.

Na construção de moldes com insertos estereolitografados em forma de casca tem sido empregadas diferentes técnicas para dar rigidez ao inserto, como por exemplo, ligas de baixo ponto de fusão e compostos de epóxi e alumínio.

O resfriamento do inserto é normalmente feito pela inserção de tubos de cobre (Gomide, 2000). Uma solução que está sendo proposta junto ao CIMJECT/UFSC para garantir rigidez e resfriamento do inserto é a utilização de fluido hidráulico sob pressão e vazão controlados atuando diretamente na parte posterior dos insertos, em substituição ao composto ou ligas tradicionalmente empregados no processo *Direct AIM<sup>TM</sup>* (Lafratta, 1997).

Neste contexto, este trabalho apresenta estudos sobre os requisitos básicos para controle da pressão na câmara posterior em insertos de moldes produzidos por estereolitografia e propõe uma solução para o controle de pressão e vazão, empregando componentes hidráulicos industriais.

Para tal, discute a adequabilidade dos componentes hidráulicos industriais para atendimento aos requisitos comportamentais das pressões nas fases de enchimento, pressurização e recalque do molde.

O corpo deste trabalho compõe-se de cinco capítulos contemplando, no capítulo 2, a caracterização do processo de injeção, os tipos de máquinas injetoras, as fases do processo de moldagem por injeção, discorrendo-se, também, sobre a técnica de prototipagem rápida.

No capítulo 3 apresenta-se a análise de requisitos e concepção do sistema hidráulico bem como a compatibilidade do fluido hidráulico com a resina *SOMOS 7110* que é utilizada na construção dos insertos.

No capítulo 4 propõe-se um sistema de controle de pressão com a modelagem do sistema hidráulico para o protótipo que será construído, buscando a verificação de parâmetros do sistema. Para este fim utiliza-se o modelo linearizado.

O capítulo 5 descreve a simulação e análise com os modelos lineares.



## 2 – CARACTERIZAÇÃO DO PROCESSO DE INJEÇÃO

### 2.1 Objetivos

O processo de moldagem por injeção é muito complexo em função do grande número de variáveis que afetam a qualidade da peça moldada. De modo a obter-se um processo de moldagem por injeção estável e produzir peças com repetibilidade e alta qualidade, deve-se controlar as variáveis como temperatura, pressão e velocidade dentre outras (Qin Zou & Ari, 1995).

As medições da pressão na cavidade podem ser usadas para identificar defeitos na máquina e diagnosticar problemas de moldagem. O perfil da pressão na cavidade em função do tempo também tem uma influência direta no peso e nas dimensões da peça (*Kistler piezo instrumentation*, 1978).

O objetivo geral deste trabalho é o de elaborar um sistema hidráulico de controle de pressão que simule a injeção do plástico em moldes obtidos a partir de insertos estereolitografados feitos de resina de epóxi fotopolimérica 7110 fabricada pela *DSM SOMOS®*, usando como material injetado o fluido hidráulico, e seja capaz de controlar a pressão que ocorre na parte posterior deste inserto.

Este sistema deverá garantir o resfriamento adequado e a rigidez necessária para que o inserto suporte as pressões de injeção. É estudada a compatibilidade de componentes hidráulicos industriais com as condições de pressão, temperatura e vazão que ocorrem no processo de injeção de plásticos.

### 2.1.1 Tipos de Máquinas de Moldagem por Injeção

As primeiras máquinas de moldagem por injeção foram desenvolvidas no final da década de 50 e têm evoluído ao longo dos anos. As primeiras foram as do tipo embolo (figura 1) as quais utilizam um embolo no interior de um cilindro aquecido. Os grãos de plástico são fundidos quando entram em contato com o cilindro aquecido e em seguida o plástico é forçado a passar por um torpedo que ajuda a aquecer o plástico, entrando em seguida no molde (Blass, 1988).

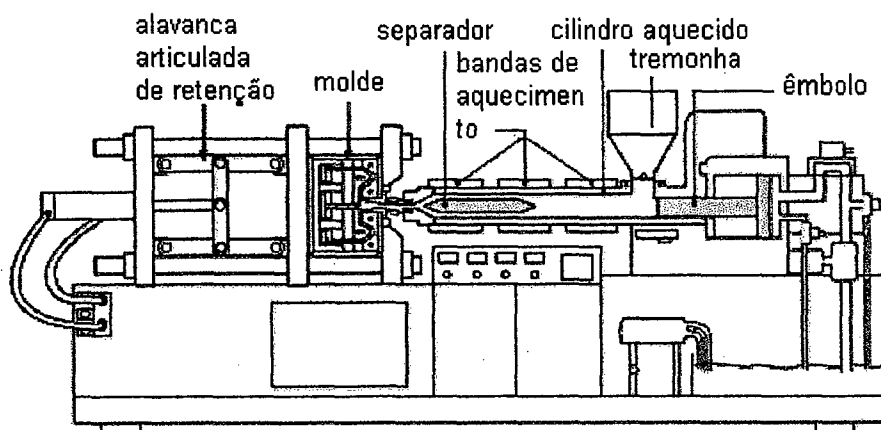


Figura 1 - Máquina injetora do tipo embolo (Paulson, 1998)

Estas máquinas tem duas sérias limitações. A primeira é que não podem fundir o plástico muito rápido porque o aquecimento é feito só por condutividade térmica das bandas de aquecimento e o plástico é um péssimo condutor de calor. A segunda limitação é que o plástico não se funde homogeneamente existindo grãos de plástico não fundidos na frente do embolo. Exceto para algumas aplicações especiais, poucas dessas máquinas operam hoje.

Atualmente a máquina de moldagem mais comum é a do tipo parafuso (figura 2). Neste

caso, o plástico é fundido usando a combinação da condução do calor das bandas de aquecimento envoltas ao cilindro e o aquecimento por atrito criado pela rotação do parafuso no interior do cilindro. Este segundo método de aquecimento pode fundir muito mais plástico do que só pelas bandas de aquecimento.

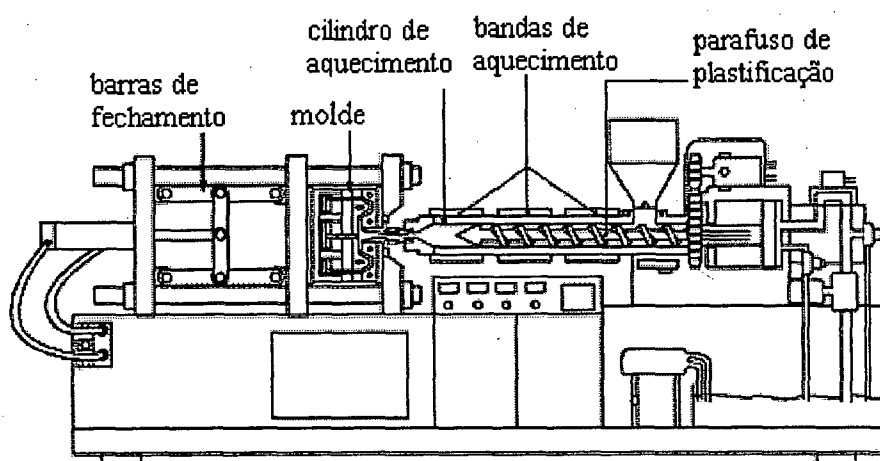


Figura 2 – Máquina injetora de parafuso (Paulson, 1998)

### 2.1.2 Especificações das Máquinas de Moldagem por Injeção

As máquinas de moldagem por injeção são descritas por toneladas ou capacidade de injeção. A tonelada ou força de fechamento é a força em toneladas que a máquina pode exercer para manter as duas metades do molde juntas durante a moldagem. O plástico é injetado dentro do molde fechado a uma pressão muito alta, acima de várias centenas de bar. Para se ter uma idéia das forças envolvidas na moldagem, uma média típica da pressão do plástico no molde é em torno de 350 bar, sendo que a força de fechamento da máquina pode atingir de 25 toneladas ou menos para máquinas pequenas a milhares de toneladas. Uma máquina injetora de tamanho

médio alcança uma faixa de 50 a 300 toneladas.

Por sua vez, a capacidade de injeção é a quantidade máxima de plástico que a máquina pode injetar numa única vez. (Blass, 1988).

### **2.1.3 Processo de Moldagem por Injeção**

A moldagem por injeção é um processo dinâmico e cíclico que pode ser dividido em quatro fases sucessivas: plastificação, injeção, resfriamento e extração da peça. Por sua vez a fase de injeção contém três etapas principais: enchimento, compressão e recalque (Plant, & Maher, 1975).

#### **2.1.3.1 Fase de Enchimento**

Durante a fase de enchimento, os plásticos fundidos enchem a bucha de injeção e o sistema de canal, e então entram na cavidade (figura 3A). Quando a camada do plástico entra em contato com a superfície fria da cavidade, ela esfria rapidamente enquanto o núcleo central permanece fundido. O material adicional que entra no molde flui ao longo da linha do canal com as paredes solidificadas do plástico. A pressão na cavidade aumenta com o aumento da resistência ao fluxo enquanto preenche o restante da cavidade (Kamal & Kenig, 1972). Quando a frente do fundido alcança o final da cavidade, a fase de enchimento cessa e começa a fase de compressão. Um perfil típico da pressão na cavidade é mostrada na figura 3B. A forma exata do perfil da pressão na cavidade depende de muitos fatores, tais como o material a ser injetado, a forma geométrica do produto, os parâmetros do processo, e a localização do sensor de pressão.

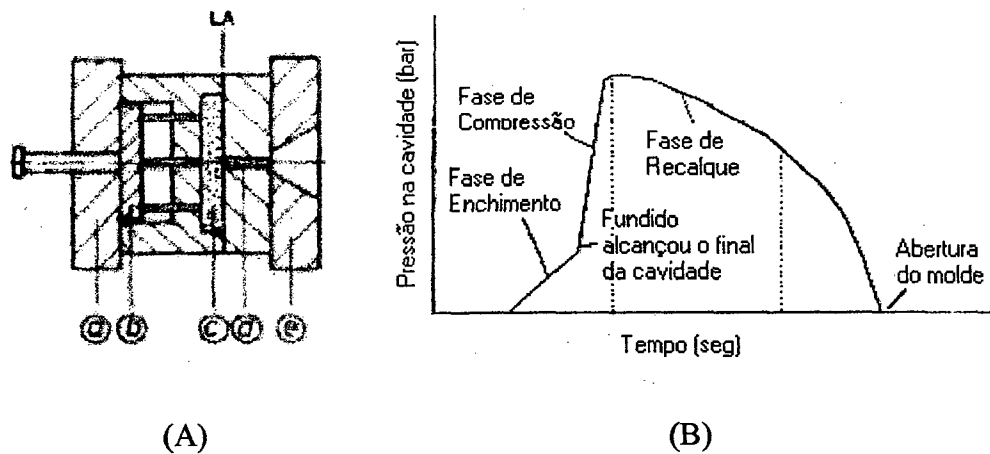


Figura 3 – Molde para injeção: (A) Partes principais: a) placa móvel; b) sistema de extração; c) cavidade; d) canal de alimentação; e) placa fixa; LA: linha de abertura do molde.

(B) Perfil da pressão na cavidade (Qiu, 1993).

A velocidade de injeção é importante durante a fase de enchimento, sendo que esta afeta a tensão de cisalhamento e a taxa de cisalhamento induzidas nos plásticos. Esta tensão e taxa podem ter uma grande influência nos atributos finais dos produtos, tais como a orientação da solidificação, o encolhimento e a qualidade superficial da peça (Agrawal *et al.* 1987).

### 2.1.3.2 Fase de Compressão

Uma vez que o material alcançou o final da cavidade, a pressão dentro do molde sobe abruptamente, sendo acompanhada por uma queda repentina da resistência do fluxo na entrada do canal e resultando em uma elevação instantânea da força de abertura no molde (Fridolin *et al.* 1982). A taxa de elevação da pressão na cavidade em função do tempo aumenta

consideravelmente na fase de compressão (figura 3B). O grau de aumento da pressão na cavidade depende da velocidade do embolo, da pressão de compressão, do volume do material e da compressibilidade do material. A fase de compressão do fundido pode ter um efeito significativo no peso da peça e nas propriedades, uma vez que os plásticos fundidos são compressíveis a faixas de pressão relativamente altas (D. Paulson, 1979).

A pressão de pico na cavidade é a máxima pressão na cavidade que acontece durante um ciclo num local específico dentro do molde. Esta é importante pois ela define a qualidade da peça.

#### **2.1.3.3 Fase de Recalque**

Após a cavidade estar cheia e compactada, inicia a fase de recalque. A pressão é comutada para pressão de recalque, que é geralmente abaixo da pressão de compressão para evitar rebarbas. O nível da pressão de recalque determina quanto material adicional é forçado na cavidade após esta ter sido preenchida e compactada visando o encolhimento do material e manter o volume da peça constante (Smith, 1993). À medida que o material esfria, este começa a encolher. Consequentemente, a pressão de recalque deverá ser alta o bastante para empurrar o fundido na cavidade para compensar o encolhimento e prevenir o retorno de fluxo do material. A precisão dimensional da peça moldada pode ser melhorada pelo próprio controle da pressão de recalque.

## **2.1.4 Efeitos dos Parâmetros na Pressão da Cavidade**

Plant e Maher (1975) demonstraram que a pressão na cavidade é afetada pelas mudanças nas variáveis do processo tais como a velocidade de injeção, a comutação da pressão de injeção para pressão de recalque, a pressão de recalque, a temperatura do fundido e a temperatura do molde.

### **2.1.4.1 Velocidade de Injeção**

Diferentes velocidades de injeção resultam em mudanças consideráveis na formação da pressão durante a fase de enchimento (figura 4). Se a velocidade de injeção é muito lenta, pode haver a rápida formação de uma camada superficial sólida crescente, que estreita o canal de fluxo disponível na cavidade. Isto impede a transmissão de pressão do canal para o interior da cavidade que é refletida na redução da taxa de crescimento de pressão e da máxima pressão na cavidade. Um aumento na viscosidade do fundido na cavidade é decorrente da baixa velocidade de injeção.

Kamal e Kenig (1972) demonstraram que uma redução na velocidade de injeção um pouco antes do enchimento da cavidade resultou em uma maior repetibilidade do pico de pressão na cavidade. Esta redução permite ao circuito hidráulico da máquina atuar lentamente no tempo suficiente para cortar a pressão de recalque sem excessiva sobreposição da pressão na cavidade.

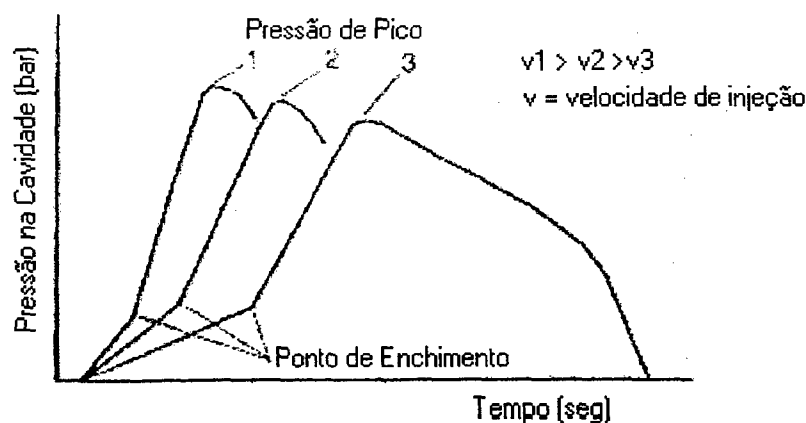


Figura 4 - Efeito da velocidade de injeção na pressão da cavidade (Qiu, 1993).

#### 2.1.4.2 Comutação da Pressão de Injeção para Pressão de Recalque

Os três métodos primários de determinar quando comutar de pressão de compressão para pressão de recalque são dependentes do tempo, da posição do parafuso e da pressão. A transferência de pressão baseada na posição do parafuso ou na pressão da cavidade foi encontrada como sendo a mais eficaz, havendo outras vantagens como informações sobre a condição do fundido dentro da cavidade em função do curso do ciclo de moldagem (Malloy *et al.* 1987). Há vários problemas associados com a mudança incorreta de pressão de compressão para pressão de recalque. Na figura 5 ilustra-se as seguintes situações:

- Injeção sem comutação.
- Injeção com comutação tardia.
- Injeção com comutação prematura.
- Injeção com comutação ótima.

A moldagem por injeção sem comutação para pressão de recalque só é praticável se a



pressão final necessária para injetar a peça está próxima da pressão de enchimento (figura 5a). Injeção com comutação tardia causa rebarbas e danifica o molde deformando as extremidades e sobrecarregando a unidade de fechamento do molde (figura 5b). Quando há retrocesso de pressão indica uma comutação prematura para pressão de recalque (figura 5c), podendo ocorrer orientação de cisalhamento indesejável na peça em função do retorno de fluxo do fundido após a transição para baixar a pressão de recalque. No momento da comutação, o fluxo pode estagnar brevemente, produzindo marcas problemáticas na superfície (Johannaber, 1983). A figura 5d mostra a situação correta da comutação. O perfil da pressão na cavidade tem uma transição suave de pressão de compressão para pressão de recalque.

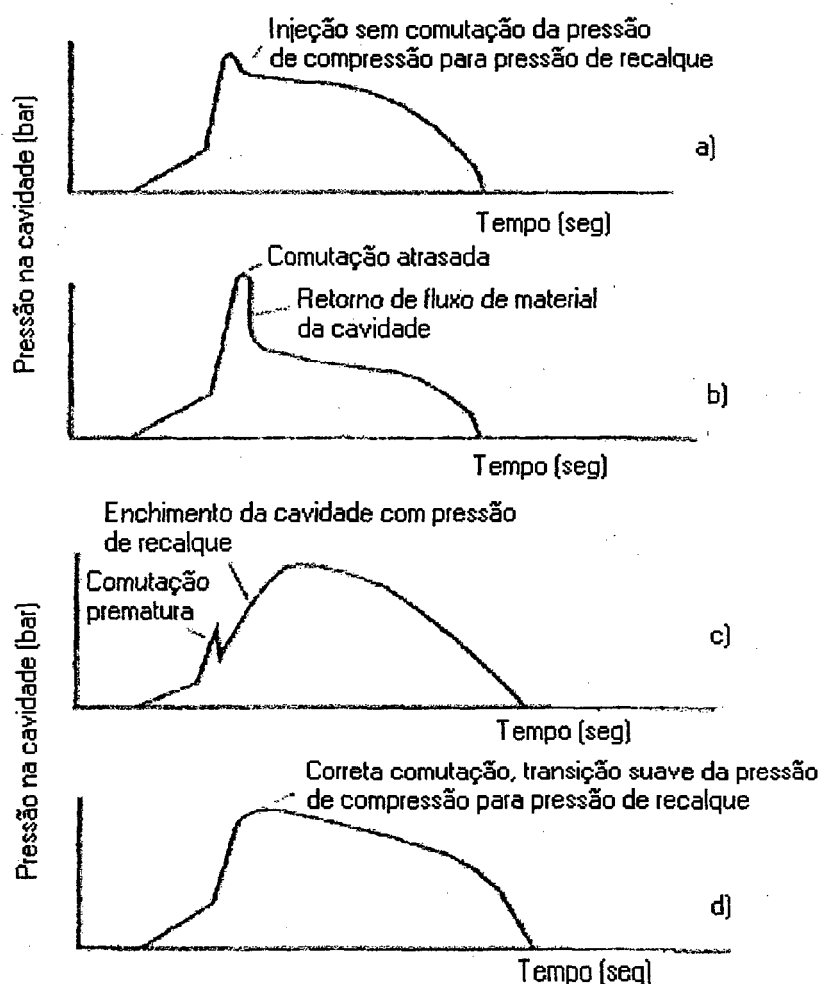


Figura 5 - Perfil da pressão na cavidade afetado pela posição do ponto de comutação da pressão de compressão para pressão de recalque (Johannaber, 1983).

#### 2.1.4.3 Pressão de recalque

A pressão de recalque é a pressão exercida na peça moldada durante uma fase de pressão secundária. O valor e duração da pressão de recalque determinam o quão bem a superfície da cavidade é copiada. Enquanto o nível ótimo de pressão pode ser determinado medindo-se as dimensões ou observando-se o desaparecimento de marcas enrugadas, a duração da pressão de recalque pode ser determinada usando a curva da pressão na cavidade.

#### 2.1.4.4 Temperatura do Fundido

Com a temperatura do fundido mais alta, o plástico fundido é injetado mais facilmente na cavidade e a propagação da pressão no molde é melhorada. A figura 6 mostra a mudança nos perfis de pressão na cavidade com um aumento na temperatura do fundido (Johannaber, 1983).

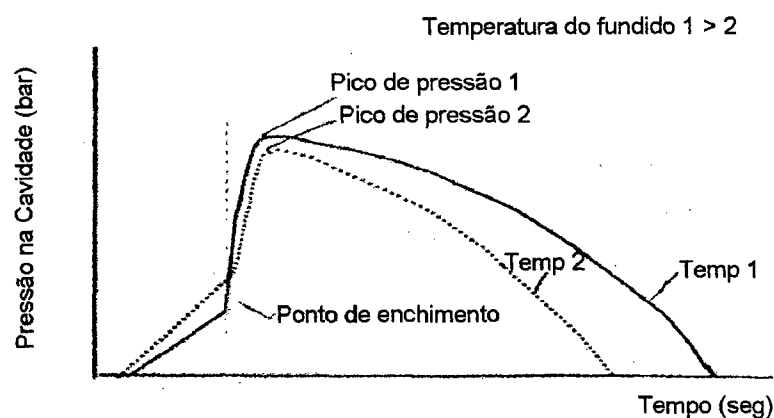


Figura 6 - Perfis de pressão na cavidade afetado pela temperatura do fundido  
(Johannaber, 1983).

#### 2.1.4.5 Temperatura do molde

A qualidade da peça e a economia do processo estão relacionadas à temperatura do molde. Temperaturas do molde mais baixas resultam em um tempo de resfriamento menor. Porém, se a temperatura do molde é muito baixa, isto pode causar problemas, como a solidificação orientada e tensões residuais na peça.

Estudos provaram que no processo convencional o valor da máxima pressão na cavidade, dificilmente é afetada pela temperatura do molde, mas o tempo de pressão de recalque é alterado em função de mudanças no processo de resfriamento. Isto pode ser visto na figura 7 (Johannaber, 1983).

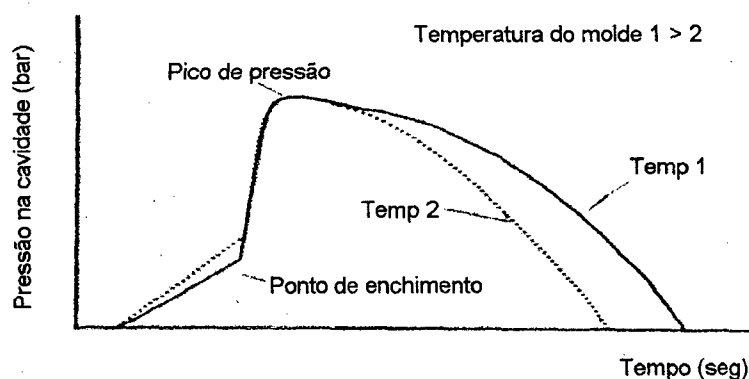


Figura 7 - Perfil da pressão na cavidade afetada pela temperatura do molde (Johannaber, 1983).

## 2.2 Técnica de Prototipagem Rápida

### 2.2.1 Estereolitografia ( *SL* )

A estereolitografia é um processo de fabricação por Prototipagem Rápida que permite uma confecção rápida de objetos sólidos tridimensionais em resinas, a partir de um modelo em CAD 3D, independente da complexidade geométrica da peça. Ocorre através da fotopolimerização de resinas à base de epóxi por um feixe de raios laser ultravioleta, cuja movimentação é controlada por um programa computacional (Gomide, 2000).

Desenvolvida pela empresa norte-americana *3D Systems<sup>TM</sup>*, no final dos anos 80, esta técnica figura-se, dentro de um conceito de prototipagem rápida, entre uma das mais utilizadas para a obtenção de protótipos ou pequenas séries de peças para as mais variadas aplicações.

O modelo CAD 3D da peça a ser construída, em formato STL (formato padrão para a estereolitografia), é trabalhado em um software específico de forma a analisar sua orientação espacial e o projeto dos suportes necessários para prendê-la à plataforma do equipamento bem como sustentar regiões da peça que ficam suspensas na resina líquida. Uma vez gerado o processo de fatiamento do modelo 3D, a fabricação da peça acontece à medida que o equipamento faz a leitura das camadas individualmente e transmite-as ao sistema de controle dos espelhos. Depois que uma camada é traçada, a plataforma é baixada para dentro do reservatório a um nível equivalente à espessura da camada subsequente, permitindo que a resina líquida cubra a última camada recém solidificada.

A operação se repete, camada após camada, até que a peça seja finalizada. Um desenho esquemático deste sistema é mostrado na figura 8.

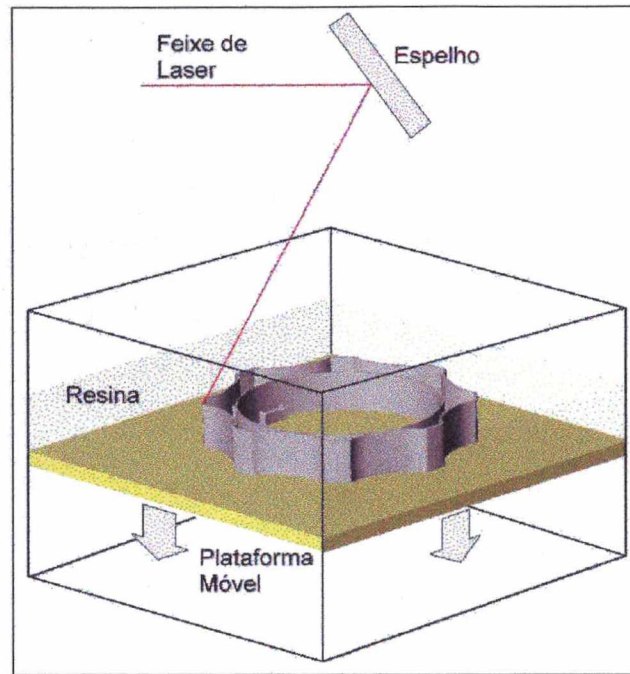


Figura 8 - Esquema de funcionamento do princípio do processo de SL (Lafratta, 1997).

As principais etapas para a construção de peças, pelo processo de estereolitografia, são apresentadas na figura 9.



Figura 9 – Etapas do processo de SL (Ferreira, *et al.*, 2000).

Completada a construção na máquina, a peça, ainda parcialmente polimerizada, requer uma etapa de pós-processamento. Isto envolve, além de operações para remoção dos suportes e acabamento superficial (se necessário), sua pós cura.

### 2.2.2 Direct AIM™

Desenvolvido pelo *Institute for Plastics Innovation* - EUA, em conjunto com a *3D Systems*, o processo baseia-se na construção de insertos para injeção feitos em estereolitografia.

Com o arquivo CAD das cavidades necessárias para injeção da peça, fabrica-se, pelo

processo de estereolitografia, insertos em forma de casca que, posteriormente são montados em um porta moldes. Tubos de cobre para resfriamento são posicionados na parte posterior dos insertos e recobertos, por exemplo, com um composto de epóxi misturado com partículas de alumínio, que auxiliarão no resfriamento dos mesmos (figuras 10 e 11). Posteriormente, o conjunto inserto/porta moldes é montado em uma injetora chegando a obter-se entre 20 a 300 peças injetadas (Gomide, 2000).

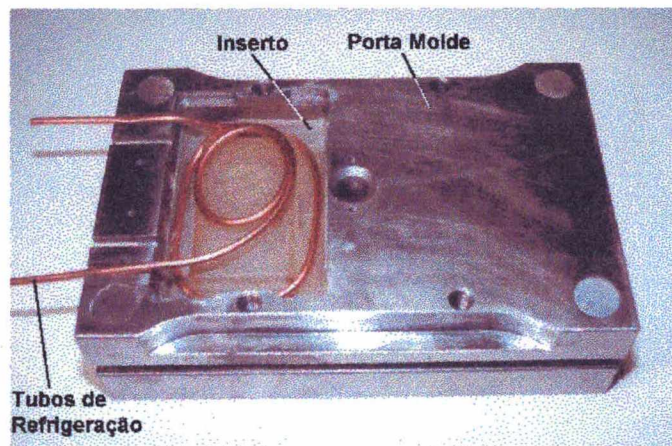


Figura 10 - Inserto montado em porta molde com seus tubos de refrigeração posicionados (Lafratta, 1997).

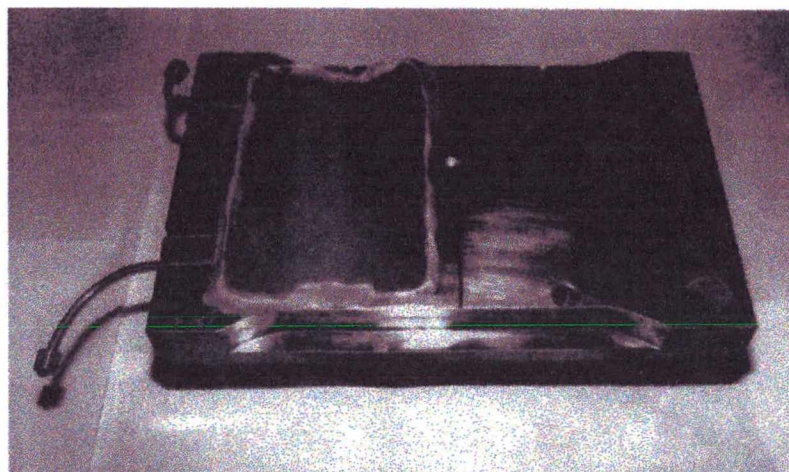


Figura 11 - Montagem do inserto no porta moldes com composto de epóxi misturado com alumínio na sua parte posterior (Decelles & Barritt., 1996)



Os cuidados para a montagem do molde na injetora são os mesmos dispensados para um molde comum. Somente os parâmetros de injeção serão diferentes. Segundo o fabricante da resina *SOMOS 7110*, esta possui uma temperatura de transição vítrea entre 45°C - 54°C, portanto é necessário trabalhar-se com pressão de injeção alta, temperatura de injeção o mais baixa possível e tempo de ciclo de injeção alto (3 a 8 minutos) para que se possa efetuar um bom resfriamento da peça (Jacobs, 1996; Gomide, 2000). É possível injetar peças com materiais como Polietileno de Alta e Baixa Densidade (PEAD, PEBD), Poliestireno (PS), Polipropileno (PP), Acrilonitrilo Butadieno Estireno (ABS) e materiais com carga de fibra de vidro.

### **2.3 Aspectos importantes no processo de estereolitografia**

A ferramenta produzida por estereolitografia tem durabilidade limitada dificultando a obtenção de uma grande quantidade de peças com qualidade produzidas pela ferramenta. Além das características intrínsecas ao material dos inserts, condições do processo impróprias ou não otimizadas podem contribuir para uma prematura falha nas ferramentas de *SL* (Gomide, 2000).

Uma das variáveis de processo mais importante na moldagem por injeção é a pressão da cavidade. Com o conhecimento dos valores de pressão na cavidade, a vida da ferramenta produzida por estereolitografia pode ser aumentada devido a possibilidade de melhor controlar a comutação para a pressão de recalque. Desta forma, podem ser produzidas peças com melhor estabilidade dimensional e qualidade (Dell'Arciprete, *et al.* 1998).

Este método de transferência foi usado com grande sucesso na moldagem por injeção convencional. A transferência de pressão na cavidade provou fazer o ciclo de moldagem e, sucessivamente peças com mais estabilidade do que na transferência pelos métodos convencionais.



Os insertos de moldes de *Direct AIM<sup>TM</sup>* confeccionados com a resina *SOMOS 7110*, conforme dito na subseção 2.2.2, tem uma temperatura de transição vítrea de 45°C a 54°C enquanto que os plásticos fundidos que são injetados na cavidade desses insertos tem uma temperatura de fundição que varia entre 180 °C e 250 °C.

Assim, é importante que haja um significativo resfriamento do molde entre os ciclos de moldagem, pois as pressões de injeção e temperaturas causam na resina de SL uma aderência com os plásticos injetados abaixo de condições normais. Se a ferramenta permanecer muito quente na extração, certamente ela reterá a peça.

O objetivo, portanto, está em baixar a temperatura da superfície do molde rapidamente pela remoção de calor do material de epóxi até o ponto em que a peça possa ser retirada. O número de injeções com sucesso variará e dependerá dos materiais usados, como também do projeto da peça e da temperatura do molde durante a operação. Assim, quanto mais rápida for a retirada de calor maior será a durabilidade da resina (Saurkar, *et al.* 1998).

O processo em questão apresenta algumas limitações e pontos passíveis de aprimoramento que são comentados a seguir (Lafratta, 1997; Gomide, 2000):

a) uma vez curada, a condutividade térmica da resina de SL é cerca de 300 vezes menor que a dos aços convencionais utilizados para a confecção de ferramentas. Como resultado, a taxa de retirada de calor da peça injetada é bastante diminuída. Para compensar esta diminuição é necessário aumentar o tempo de ciclo de injeção dos convencionais 5 a 15 segundos para 3 a 8 minutos;

b) a vida do inserto está relacionada com a sua resistência física, que não é grande, quando submetido às altas temperaturas comumente encontradas na injeção de termoplásticos. Ao contrário da intuição, o inserto não sofre sua maior danificação durante a injeção e sim na extração da peça. Devido ao calor, existe uma tendência da peça injetada aderir à superfície do

inserto. Portanto, ciclos de injeção curtos, ângulos de saídas inadequados, polimento não apropriado às superfícies internas dos insertos, não aplicação de desmoldante e, principalmente, resfriamento insuficiente, aceleram a diminuição da vida útil do inserto;

c) as superfícies do inserto são relativamente macias e apresentam baixa resistência a erosão. Para a injeção de 30 a 300 unidades em plásticos comuns do mercado, não há problemas. Mas, acima de 300 peças injetadas nestes mesmos plásticos ou quando se usa carga de fibra de vidro, a erosão das superfícies torna-se um problema sério;

d) o preenchimento da parte posterior dos insertos com o composto de epóxi com alumínio, que melhora a resistência à compressão e auxilia a retirada de calor da peça, torna o processo não tão direto - da máquina de SL à injetora - pois é necessário esperar a cura do composto. Com isto, aumenta-se o tempo de processamento ( *lead-time* );

e) é importante a presença de um técnico de bom nível para realizar a mistura e aplicação da resina epóxi com o alumínio, pois esta reação é exotérmica e pode acarretar a degradação dimensional e mecânica do inserto;

f) as texturas que se pode obter para as superfícies internas dos insertos são limitadas.

## **2.4 Processo Direct AIM<sup>TM</sup> Aprimorado:**

Pesquisas estão sendo realizados por Lafratta (1997) visando o aprimoramento deste método através do uso de líquidos refrigerantes sob alta pressão no processo de injeção de termoplásticos utilizando *Direct AIM<sup>TM</sup>*. A solução proposta consiste no aprimoramento do processo visando diminuir os efeitos comentados nos itens “a” a “e” mencionados, que, suscintamente seriam minimizados com um melhoramento no resfriamento do inserto. O

caminho escolhido para tentar alcançar tal meta consiste em fazer com que a quantidade de fluido refrigerante na parte posterior dos insertos seja a máxima possível, sem a necessidade de colocação de tubos de cobre e nem o preenchimento da parte posterior dos insertos com o composto de epóxi ou outro material qualquer. Para tal, o autor propõe a construção de um inserto que contenha os dutos de resfriamento, como ilustrado na figura 12. Estes dutos poderão ter as mais diversas formas.

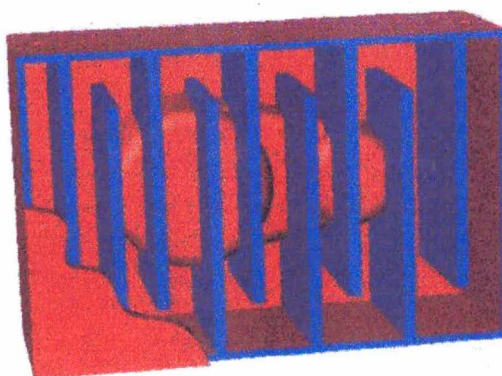


Figura 12 - Exemplo de dutos de refrigeração em resina fotocurável construídos na parte posterior do inserto (Lafratta, 1997).

Com o não preenchimento da parte posterior dos insertos com o composto de epóxi, é necessário prover o conjunto com algum mecanismo que cumpra a tarefa de aumentar a resistência à compressão do inserto.

A solução proposta é a utilização de um sistema de resfriamento automatizado com pressurização variável conforme as solicitações ocorridas durante o processo de injeção do plástico.

Nos próximos capítulos apresenta-se a concepção para um circuito hidráulico que atenda a estes requisitos.



### **3. ANÁLISE DE REQUISITOS PARA A CONCEPÇÃO DO SISTEMA HIDRÁULICO**

#### **3.1 Considerações iniciais**

Baseado nas informações do capítulo 2 e visando conceber um sistema hidráulico de controle de pressão para a câmara posterior em insertos de moldes estereolitografados, alguns aspectos importantes devem ser considerados para avaliar a substituição do composto de epóxi e alumínio e/ou ligas de baixa fusão usadas como material de enchimento da parte posterior destes insertos por um fluido refrigerante. Para isto, deve-se avaliar 3 aspectos principais quais sejam:

- Os aspectos relativos ao sistema de resfriamento;
- Os aspectos relativos à espessura da casca do inserto;
- Os aspectos relativos às pressões de injeção e parâmetros de moldagem.

##### **3.1.1 Aspectos relativos ao sistema de resfriamento**

Nas máquinas injetoras convencionais para o sistema de resfriamento do molde é usado água como líquido de resfriamento com vazões na faixa de 2 l/min a 10 l/min, dependendo do tamanho, da geometria e da quantidade de peças a serem injetadas (Paulson, 1998). A água tem uma condutividade térmica de  $0,606 \text{ [W/(m}^0 \text{ C)]}$  a uma temperatura de  $22^0\text{C}$  (Incropera *et al.*, 1996).

O tempo de resfriamento do inserto do molde de estereolitografia deve ser precisamente ajustado para que a peça não fique com a temperatura acima da temperatura de transição vítrea, o

que torna a peça relativamente mais flexível acarretando problemas na extração da peça do inserto de molde de *Direct AIM<sup>TM</sup>*.

Um dos requisitos para a utilização do sistema hidráulico de resfriamento é a verificação da compatibilidade do fluido hidráulico com a resina a ser utilizada, neste caso a resina não higroscópica *SOMOS 7110*, por ser a única disponível e atualmente usada no equipamento SL. Ensaaios de resistência a solventes com esta resina realizados pela *DSM SOMOS<sup>®</sup>* comprovaram que ela é resistente a solventes não polares como o óleo da caixa de câmbio Aseol<sup>R</sup> 16-120, gasolina e TPM, que é um solvente usado na limpeza das peças feitas em estereolitografia. Testes empíricos de imersão de peças estereolitografadas em fluido hidráulico a uma temperatura ambiente média de 25<sup>0</sup>C durante 96 horas revelaram também a resistência da resina ao óleo mineral Mobil DTE 24 (ISO VG 32).

O óleo mineral mencionado acima é o empregado na UPCH 25/1,67 e possui uma condutividade térmica a 20<sup>0</sup>C na ordem de (0,11/0,14) [W/m <sup>0</sup>C]. Apesar da condutividade da água ser cerca de 5 vezes maior, nos sistemas tradicionais de estereolitografia o inserto não está em contato direto com a serpentina, mas sim com o composto de epóxi e alumínio. Assim, é plausível que, com a mesma vazão empregada para água, a troca térmica não terá uma redução significativa apesar da redução do coeficiente de troca térmica. Uma análise mais detalhada das condições de transferência de calor permitirão a definição da vazão de óleo ideal.

### **3.1.2 Aspectos relativos à espessura da casca do inserto**

Estudos sobre o comportamento térmico dos insertos em SL foram feitos para verificar se poderiam resistir à severidade da moldagem por injeção. Foi demonstrado que a espessura da casca de epóxi nos insertos do molde de *Direct AIM<sup>TM</sup>* é um dos fatores principais que afetam significativamente o comportamento da transferência de calor do inserto. Foi observado que uma

espessura de 1,25 mm e o preenchimento com metal na parte posterior do inserto fornece uma taxa de resfriamento mais rápida (Gomide, 2000), apesar de haver experimentos indicando uma espessura entre 1,5 mm a 3 mm.

Porém, a desvantagem de usar uma espessura de casca muito fina é que às vezes ela se deforma quando preenchida com o líquido de metal de baixo ponto de fusão na sua parte posterior, causada pelo calor e pelo peso associados ao metal de preenchimento.

No presente trabalho, a simulação apresentada no capítulo 4 será feita com um disco de espessura de 3mm que está no limite recomendável para insertos feitos em estereolitografia.

### **3.1.3 Os aspectos relativos às pressões de injeção e parâmetros de moldagem**

A maioria das máquinas injetoras usa a potência hidráulica para a injeção. Um êmbolo de injeção no interior do cilindro de injeção hidráulico é conectado diretamente ao parafuso de plastificação (capítulo 2, seção 2.1.1, figura 2). Quando o fluido hidráulico da bomba atua no embolo de injeção hidráulico, o embolo e o parafuso movem-se para a frente a fim de injetar o plástico no molde.

Uma ou mais bombas são usadas nestas máquinas injetoras para o suprimento de potência hidráulica. Máquinas injetoras mais antigas utilizam duas bombas, uma de alta e uma de baixa vazão, a primeira quando um grande volume de fluido é consumido na injeção ou na movimentação do sistema de fechamento do molde. A bomba de baixa vazão é usada para suprir o sistema de controle de pressão hidráulica quando um baixo volume de fluido é necessário. Por exemplo, após o molde ter sido fechado e estar completamente preenchido, ainda é necessário o controle de pressão do fluido hidráulico, mas apenas uma pequena vazão necessita ser suprida pela bomba. Para economizar energia enquanto as peças de plástico estão resfriando, somente a bomba de baixa vazão é empregada.



Outro método de controlar a vazão do fluido no sistema hidráulico é usando uma bomba de deslocamento variável. Estas bombas podem variar a saída do fluido usando controles elétricos.

Durante a injeção do plástico, as máquinas injetoras típicas podem desenvolver pressões na faixa de 1300 bar na ponta do cilindro de aquecimento. Algumas máquinas injetoras sofisticadas geram pressões tão altas quanto 2700 bar (Paulson, 1998). A pressão de injeção é considerada como a pressão do fluido hidráulico necessária na câmara do cilindro injetor para que ocorra a injeção do material plástico. Deste modo, destaca-se que esta pressão é a lida no manômetro da máquina injetora e não a pressão com que o material estará entrando na cavidade, ou ainda a pressão de compressão após o molde estar cheio. Como em geral, o cilindro injetor possui uma área 10 vezes superior à do parafuso, a pressão resultante na ponta do parafuso é 10 vezes a pressão lida no manômetro, não levando em consideração as perdas (ROMI, 1997).

Testes de moldagem em insertos de moldes produzidos por SL foram realizados por Dell’Arciprete, *et al.* (1998) para avaliar os efeitos causados nos insertos em função de alterações nas condições de moldagem tais como: variações da pressão, da temperatura e do número de peças injetadas.

Os materiais empregados para a injeção das peças nos insertos dos moldes foram o ABS e o Polipropileno (PP).

Experimentos semelhantes foram realizados por (Gomide, 2000) injetando PP e polietileno de baixa densidade (PEAD) para produzir peças com diferentes formas geométricas.

As pesquisas mostraram que existem muitos fatores que afetam a vida de um molde cujos insertos são produzidos em estereolitografia, contudo, os valores de pressão de injeção usados são semelhantes aos valores típicos empregados na moldagem convencional.

Nos experimentos com PP, por exemplo, realizados por (Gomide, 2000) e (Dell’Arciprete, *et al.* 1998) para injetar peças de pequenas dimensões, os valores da pressão

foram da ordem de 90 bar a 115 bar. Para materiais mais viscosos, como o ABS, as pressões passaram a valores da ordem de 300 bar.

Gomide (2000), recomenda que o polímero fundido deverá ser injetado com a menor pressão possível exigida para encher a peça e uma capacidade de injeção pequena deverá ser usada.

Foi observado por Dell'Arciprete (1998) que o tempo de resfriamento deveria ser ajustado porque a peça está ligeiramente acima da sua temperatura de transição vítrea. A peça é relativamente mais flexível nesta temperatura, que é exigido para expulsar a peça do inserto do molde de *Direct AIM<sup>TM</sup>*. Também, um tempo de atraso de aproximadamente 250 segundos deveria ser usado entre dois ciclos de injeção sucessivos. Durante este período, ar pressurizado deveria ser usado para resfriar a superfície do inserto de epóxi.

O equipamento usado por (Gomide, 2000) foi uma máquina injetora ARBURG 320/50 disponível no PAT - Núcleo de desenvolvimento de Produtos e Processos de Alta Tecnologia junto ao Departamento de Engenharia Mecânica da UFSC.

Baseado nestas informações sobre as pressões de injeção típicas usadas nos insertos de moldes, identifica-se a faixa de pressão que é compatível com a empregada em sistemas hidráulicos industriais. Portanto, é possível controlar a pressão em insertos estereolitografados usando fluido hidráulico em sua parte posterior, no lugar dos tubos de cobre e do composto a base de epóxi ou outro material qualquer.

### **3.4 Requisitos para a construção do sistema de controle**

A solução proposta é a utilização de um sistema de controle hidráulico com pressurização variável conforme as solicitações ocorridas durante o processo de injeção. O aumento e diminuição da pressão na câmara posterior do inserto deverá ser feito pela variação da restrição



da vazão através de uma válvula de controle de pressão, procurando manter uma vazão mínima que garanta uma troca de calor adequada.

Optou-se pela construção de um sistema hidráulico de controle, que poderá manter a temperatura do fluido hidráulico entre a entrada e a saída do molde numa faixa na qual as variações de temperatura na parte posterior do inserto do molde durante o processo de injeção e moldagem não ultrapassem a faixa dos 5° C (Menges & Mohren, 1996) e possam garantir, devido à baixa compressibilidade do fluido, uma rigidez equivalente ao composto de epóxi e alumínio.

Nas seções (2.1.3, 2.1.4, 3.1.3) foram avaliadas as mudanças nas variáveis que ocorrem no interior da cavidade.

Neste trabalho simula-se portanto, a injeção de uma peça de dimensões pequenas, geometria simples com pressões de injeção na ordem de 100 bar e feita de material de polipropileno.

A solução proposta para atender os requisitos de controle é apresentada na figura 13, onde mostra-se como seria montado o sistema de controle em uma injetora de parafuso com um inserto de molde estereolitografado dentro de um molde de aço, sendo preenchido na parte de trás com um fluido hidráulico com controle de pressão e vazão. No capítulo 4 descreve-se a modelagem, os componentes hidráulicos necessários e como atua este sistema de controle.

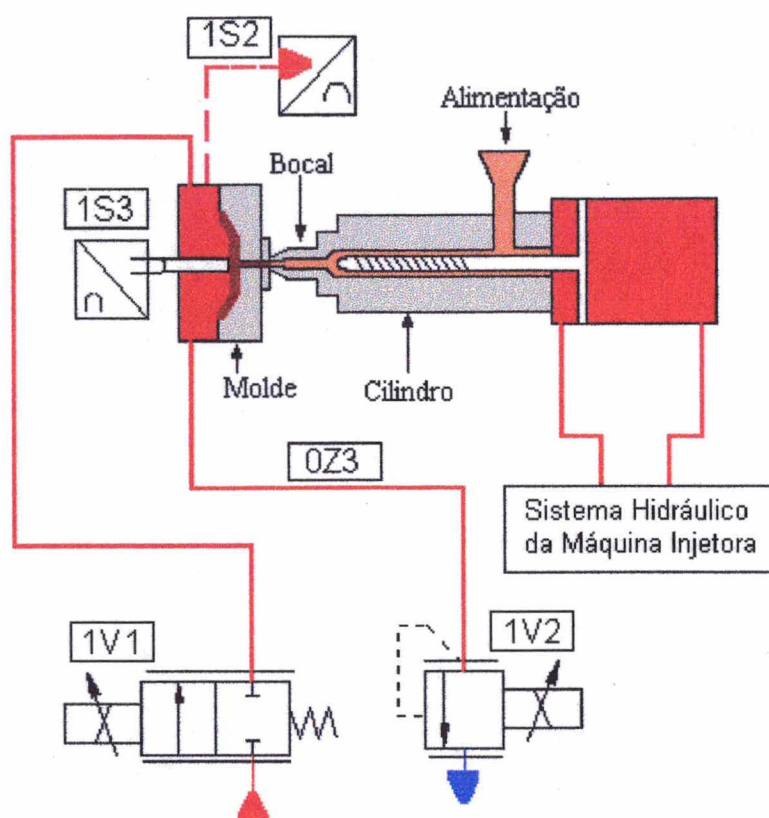


Figura 13 –Esboço do sistema hidráulico de controle de pressão com válvulas proporcionais acoplado à câmara posterior do molde da injetora

Este sistema propõe-se a garantir o resfriamento adequado e a rigidez necessária para suportar as pressões de injeção quando da utilização de insertos de molde estereolitografados. Os componentes hidráulicos industriais mostram-se compatíveis com as condições de pressão, temperatura e vazão que ocorrem no processo de injeção de plástico.

A Unidade de Potência e Condicionamento Hidráulico (UPCH 25/1,67) instalada no Laboratório de Sistemas Hidráulicos e Pneumáticos (LASHIP) deverá ser utilizada como fonte de potência hidráulica para o protótipo a ser construído pois possui capacidade suficiente para suprir esta demanda, podendo substituir adequadamente a máquina injetora nos testes.

Os aspectos relacionados à tecnologia de injeção e ao projeto e construção de insertos de moldes estereolitografados fazem parte da linha de pesquisa do CIMJECT/UFSC. Por sua vez, o desenvolvimento da modelagem do sistema de controle hidráulico foi realizado pelo LASHIP/UFSC e requereu análise e simulação dinâmica do sistema para a definição e especificação das válvulas, tipos de fluidos e projeto do controlador.

A principal razão para utilizar-se um controle da pressão nos insertos de moldes estereolitografados como um meio de viabilizar a prototipagem rápida, não é no sentido de aumentar a qualidade da peça em relação a alcançada numa usinagem convencional, e sim, para reduzir o desgaste da ferramenta, aumentar a vida útil e otimizar o processo *Direct AIM<sup>TM</sup>*. Deste modo, será possível a obtenção de mais protótipos de peças moldadas por injeção usando esse processo. A capacidade para moldar um maior número de protótipos ajudará a diminuir o custo e melhorar a confiabilidade do processo (Dell'Arciprete *et al.* 1998).

## 4 – MODELAGEM

### 4.1 - Introdução

Com base nas informações do capítulo 3, propõe-se o controle de pressão na parte posterior dos insertos do molde usando fluido hidráulico em substituição aos tubos de cobre e do composto de epóxi com alumínio. Deste modo, garantir-se-á a resistência à deformação do inserto ao mesmo tempo em que se procurará fazer com que a variação de temperatura do fluido na parte posterior do inserto não ultrapasse a 5 °C entre a entrada e a saída do porta molde atingindo no máximo 35 °C, condições estas estabelecidas em (Menges & Mohren, 1996).

Trabalhos futuros envolverão a construção de um protótipo que será usado para simular o processo de injeção em um inserto de molde estereolitografado, tomando como referência as pressões que ocorrem no interior da cavidade do inserto de molde estereolitografado. Este protótipo consistirá de duas câmaras cilíndricas denominadas de câmara 1C1 e câmara 2C1 fixadas uma na outra por meio de parafusos e separadas entre si por meio de um inserto em forma de disco feito de resina de epóxi fotocurada fabricada pela *DSM SOMOS®* e conhecida como *Somos® 7110 Epoxy Photopolymer (DSM SOMOS®, 1999)*.

Os testes feitos com estes insertos provaram que as suas espessuras só podem variar entre 1,25 mm, que é o limite mínimo de espessura tolerável para insertos de molde feitos em estereolitografia, até 3,25 mm, já que maiores espessuras dificultam a transferência de calor da peça de plástico em contato com a resina para o fluido onde é feito o resfriamento (*DSM SOMOS® 7110*), apesar de aumentar a rigidez do inserto. Neste trabalho foi utilizado para a simulação um inserto com uma espessura de 3 mm.

O sistema apresentado na figura 14 é constituído dos seguintes elementos principais: uma válvula eletro-hidráulica proporcional controladora de vazão, uma válvula eletro-hidráulica proporcional de alívio de pressão, uma válvula eletro-hidráulica proporcional redutora de pressão, duas câmaras cilíndricas de 60 mm de diâmetro separadas por uma placa feita de inserto de molde estereolitografado em forma de disco, dois transdutores de pressão instalados nas câmaras 1C1 e 2C1 e um transdutor de deslocamento instalado na câmara 1C1.

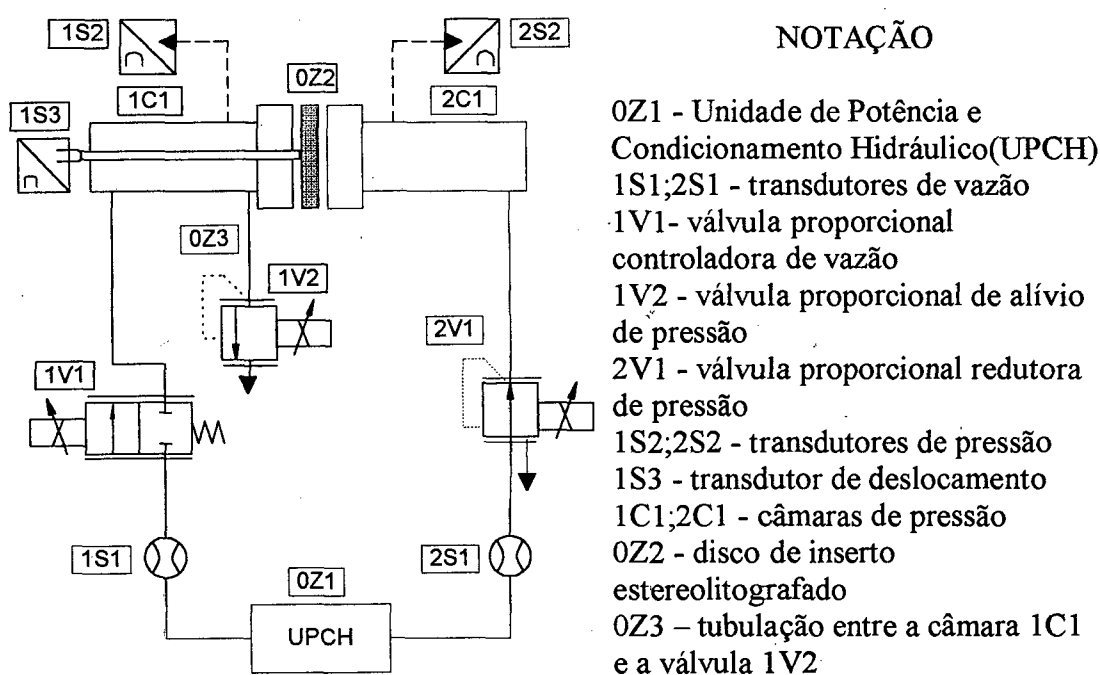


Figura 14 - Sistema de controle de pressão

Nas câmaras 1C1 e 2C1 são instalados transdutores de pressão para que se possa medir a pressão do fluido hidráulico no seu interior e um transdutor de deslocamento na câmara 1C1 objetivando avaliar a deformação que o inserto sofre quando este está sendo submetido a uma diferença de pressão ( $p^{1C1} - p^{2C1}$ ) entre as duas câmaras.

A pressão de suprimento a ser empregada é de até 100 bar e é alimentada diretamente pela UPCH 25/1,67 e monitorada por meio de transdutores de pressão acoplados a cada câmara.

O funcionamento deste sistema pode ser descrito como segue:

O fluido hidráulico provido pela UPCH 25/1,67 é suprido para as duas câmaras até preenchê-las completamente. Neste processo, no circuito 1 (da câmara 1C1) atuam uma válvula controladora de vazão e uma válvula de alívio e no circuito 2 (câmara 2C1) age uma válvula redutora de pressão.

Mantendo a válvula 1V1 totalmente aberta e agindo simultaneamente sobre as válvulas 1V2 e 2V1 deve-se garantir a elevação da pressão nas duas câmaras de forma equilibrada, evitando a ocorrência de deformação excessiva do inserto. Atingida uma pressão em torno de 90 bar, inicia-se o ajuste da vazão através da válvula 1V1 para 4 l/min. Nestas condições o sistema estará pronto para o controle de pressão e vazão em condições similares a de um processo de injeção de modo que será possível o resfriamento do inserto assegurando a rigidez necessária na parte posterior do inserto do molde.

Desta forma, o objetivo do sistema de controle da pressão na câmara 1C1 é manter a pressão nessa câmara o mais próximo possível da pressão na câmara 2C1 e minimizando a deformação do inserto de forma a manter o deslocamento do ponto central menor que 1mm<sup>1</sup>.

Os sinais medidos, depois de condicionados, serão enviados ao sistema de controle que será implementado em um microcomputador IBM-PC com interface AD/DA. Através de condicionadores de sinais e do conversor analógico/digital, as pressões nas câmaras poderão ser digitalizadas para posterior processamento pelo microcomputador, ao mesmo tempo que os sinais digitais de controle gerados pelo algoritmo de controle serão convertidos em sinais analógicos e enviados para as válvulas 1V1 e 1V2.

O sistema de controle de pressão projetado para a câmara 1C1 não fará parte diretamente do sistema de controle da máquina injetora, podendo, no máximo, ser alimentado pela unidade

---

<sup>1</sup> Este deslocamento é considerado por cerca de 80% dos autores em trabalhos em estereolitografia, como o deslocamento máximo permissível para os insertos do molde sem que a peça seja danificada ou fique fora dos padrões de tolerância.

de potência desta.

## 4.2 - Válvula proporcional controladora de vazão (1V1)

### 4.2.1 – Vazão de controle

As válvulas proporcionais de vazão permitem regular a vazão de um fluido em um circuito, sendo constituídas de orifícios de área variável. A vazão através de um orifício relaciona-se com a queda de pressão através dele por meio de uma relação quadrática, sendo expressa como (Merrit, 1967):

$$q_v = C_d A_o \sqrt{\frac{2\Delta p}{\rho}} \quad (4.1)$$

onde:

$q_v$  = vazão volumétrica genérica através de um orifício (m<sup>3</sup>/s)

$C_d$  = coeficiente de descarga no orifício de controle genérico (ADIM)

$A_o$  = área do orifício de controle genérico (m<sup>2</sup>)

$\Delta p$  = queda de pressão no orifício (Pa)

$\rho$  = massa específica do fluido (kg/m<sup>3</sup>)

Assim, a equação da vazão de controle para a válvula controladora de vazão pode ser escrita da seguinte forma:

---

$$q_{v2}^{1V1} = C_d^{1V1} A^{1V1} \sqrt{\frac{2(p_s - p_2^{1V1})}{\rho}} \quad (4.2)$$

onde:

$q_{v2}^{1V1}$  = vazão volumétrica que sai da válvula controladora de vazão (m<sup>3</sup>/s)

$C_d^{1V1}$  = coeficiente de descarga no orifício de controle (normalmente  $C_d \cong 0,625$  (ADIM))

$A^{1V1}$  = área do orifício de controle (m<sup>2</sup>)

$p_s$  = pressão de suprimento do sistema (Pa)

$p_2^{1V1}$  = pressão de saída na válvula controladora de vazão (Pa)

Considerando a pressão de saída ( $p_2^{1V1}$ ) na válvula controladora de vazão igual a pressão ( $p^{1C1}$ ) na câmara 1C1 e supondo a área ( $A^{1V1}$ ) do orifício na expressão (4.2) linearmente proporcional à tensão ( $U_1^{1V1}$ ) aplicada no solenóide da válvula controladora de vazão ( $A(U_1^{1V1}) = K_0 U_1^{1V1}$ ), pode-se rescrever a equação (4.2) como:

$$q_{v2}^{1V1} = C_d^{1V1} K_0 U_1^{1V1} \sqrt{\frac{2(p_s - p^{1C1})}{\rho}} \quad (4.3)$$

onde  $K_0$  é a constante de proporcionalidade ( $K_0 > 0$ ).

Linearizando a equação da vazão de controle (4.3) em torno de um ponto de operação (De Negri, 1987) resulta<sup>2</sup>:

$$\delta q_{v2}^{1V1} = K_q^{1V1} \delta U_1^{1V1} - K_c^{1V1} \delta p^{1C1} \quad (4.4)$$

onde:

$\delta p^{1C1}$  = variação da pressão na câmara 1C1 (Pa)

<sup>2</sup> Equações linearizadas expressam a variação das variáveis em um ponto de operação. Por simplicidade de notação, posteriormente esta equação será empregada sem o símbolo  $\delta$ .



$K_q^{1V1}$  = ganho de vazão da válvula controladora de vazão ( $\text{m}^3/\text{s}$ )

$\delta U_1^{1V1}$  = variação da tensão aplicada no solenóide da válvula controladora de vazão (V)

$K_c^{1V1}$  = coeficiente de vazão-pressão ( $\text{m}^5/\text{Ns}$ )

#### 4.2.2 - Determinação dos coeficientes $K_q^{1V1}$ e $K_c^{1V1}$ para a válvula direcional controladora de vazão 1V1

A válvula direcional analisada para este experimento é uma válvula fabricada pela Rexroth, modelo 4WRA 6, que fornece uma vazão de 13 l/min para um  $\Delta p = 10$  bar de variação de vazão na válvula. Adota-se neste trabalho a curva para um  $\Delta p = 20$  bar na válvula (curva 2 na figura 15), tendo-se portanto 10 bar em cada via. A tensão de alimentação de entrada no solenóide é de 0V a 10V, (Rexroth,1998).

Na figura 15 é mostrada a curva onde é possível encontrar os valores aproximados de  $K_q^{1V1}$  e  $K_c^{1V1}$  para um ponto de operação. Os valores de  $\Delta p^{1V1}$  (Pressão de suprimento menos a pressão de carga) para as curvas de 1 a 5 são os seguintes:

1  $\Delta p^{1V1} = 10$  bar constante

2  $\Delta p^{1V1} = 20$  bar constante

3  $\Delta p^{1V1} = 30$  bar constante

4  $\Delta p^{1V1} = 40$  bar constante

5  $\Delta p^{1V1} = 50$  bar constante

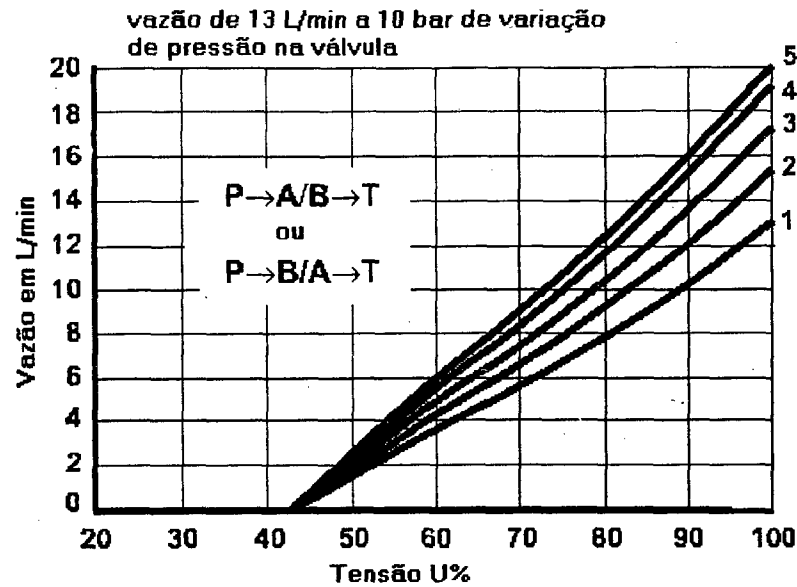


Figura 15 – Curva de vazão(l/min) x Tensão  $U_1^{1V1}$  (% da tensão nominal)( Rexroth,1998)

Os coeficientes  $K_q^{1V1}$  e  $K_c^{1V1}$  são determinados pelas seguintes expressões:

$$K_q^{1V1} \Big|_{\Delta p=20\text{bar}/8V} = \frac{\Delta qv_2^{1V1}}{\Delta U_1^{1V1}} \quad (4.5)$$

$$K_c^{1V1} \Big|_{\Delta p=20\text{bar}/8V} = -\frac{\Delta qv_2^{1V1}}{\Delta p^{1C1}} \quad (4.6)$$

onde:

$\Delta qv_2^{1V1}$  = é a variação da vazão em relação ao ponto de operação ( $\text{m}^3/\text{s}$ )

$\Delta U_1^{1V1}$  = é a variação da tensão em relação ao ponto de operação (V)

$\Delta p^{1C1}$  = é a variação da pressão em relação ao ponto de operação (Pa)

Na curva apresentada na figura 15 ( $qv \times \%U_1^{1V1}$ ) de 13 l/min no ponto de 80% da tensão que corresponde a uma tensão de 8V, tomando-se a curva 2 que corresponde a um  $\Delta p = 20\text{bar}$  entre as tensões de 90% e 70%, obtém-se os seguintes valores para  $\Delta qv_2^{1V1}$  e  $\Delta U_1^{1V1}$ :

$$\Delta qv_2^{1V1} = 12,2 - 6,6 = 5,6 \text{ L/min}$$

$$\Delta U_1^{1V1} = 9 - 7 = 2\text{V}$$

Substituindo estes valores de  $\Delta qv_2^{1V1}$  e  $\Delta U_1^{1V1}$  na expressão (4.5) acima, resulta:

$$K_q^{1V1} = 4,66 \times 10^{-5} \text{ m}^3/(\text{Vs})$$

Fazendo-se a tensão em 8 V, escolhendo  $\Delta p = 30 \text{ bar}$  (curva 3), e  $\Delta p = 10 \text{ bar}$  (curva 1) obtém-se:

$$\Delta qv_2^{1V1} = 10,6 - 7,8 = 2,8 \text{ L/min}$$

$$\Delta(\Delta p^{1V1}) = 30 - 10 = 20 \text{ bar}$$

Como:

$$\Delta p_{via}^{1V1} = \frac{\Delta p^{1V1}}{2} = p_s - p^{1C1} \quad (4.7)$$

onde:

$\Delta p^{1V1}$  = queda de pressão total na válvula (Pa)

$\Delta p_{via}^{1V1}$  = queda de pressão em uma via da válvula (Pa)

tem-se que:

$$\Delta p^{1C1} = (100 - 30/2) - (100 - 10/2) = - 10 \times 10^5 \text{ N/m}^2$$

Substituindo esses valores de  $(\Delta q v_2^{1V1})$  e  $(\Delta p^{1C1})$  na expressão (4.6) acima, obtém-se o seguinte valor para  $(K_c^{1V1})$ :

$$K_c^{1V1} = 4,66 \times 10^{-11} \text{ (m}^5/\text{Ns)}$$

#### 4.2.3 - Análise da equação da vazão na válvula direcional controladora de vazão 1V1

Substituindo-se os valores de  $K_q^{1V1}$  e  $K_c^{1V1}$  na expressão (4.4) resulta:

$$\delta q_{v2}^{1V1} = 4,66 \times 10^{-5} \delta U^{1V1} - 4,66 \times 10^{-11} \delta p^{1C1} \quad (4.8)$$

A adoção de um modelo linearizado provoca desvios do comportamento real, previsto nas curvas presentes na figura 15. Logo, é importante estabelecer a faixa de operação aceitável para a modelagem de modo que os resultados da simulação sejam representativos.

Com relação à variação da tensão, sabe-se que não se pode ultrapassar a tensão nominal (10 V) e que em tensões inferiores à aproximadamente 4,5 V é atingida a zona morta da válvula,

desviando-se enormemente de um comportamento linear. Logo, adota-se:

$$\Delta U_1^{IV1} \text{ admissível} = \pm 2V$$

Por sua vez, tomando-se os seguintes valores:

$$p_s = 100 \times 10^5 \quad \text{pressão de suprimento (Pa)}$$

$$p^{IC1} = 90 \times 10^5 \quad \text{pressão de operação na saída da válvula direcional (Pa)}$$

$$q_{v2}^{IV1} \big|_{8V} = 9,2 \quad \text{vazão (l/min) no ponto 8V na curva de } \Delta p = 20 \times 10^5 \text{ (Pa)}$$

$$U_1^{IV1} = 8,0 \quad \text{tensão no ponto da linearização tomada como ponto de partida (V)}$$

e substituindo os valores de ( $p^{IC1}$ ), e ( $p_s$ ) na expressão (4.7), tem-se que a variação de queda de pressão em uma via da válvula ( $\Delta(\Delta p_{via}^{IV1}) = \Delta(\Delta p^{IV1})/2$ ) é igual a  $10 \times 10^5$  (Pa). Se a variação de pressão ( $\delta p^{IC1}$ ) for igual a  $+10 \times 10^5$  (Pa), significa que a pressão ( $p^{IC1}$ ) terá um acréscimo de  $10 \times 10^5$  (Pa), resultando em:

$$\Delta p_{via}^{IV1} = 100 \times 10^5 - (90 + 10) \times 10^5 = 0$$

Deste modo, não haverá vazão, o que não está representado pela equação da vazão (4.8) pois, para uma variação de tensão  $\delta U = 0V$  e  $\delta p^{IC1} = 10 \times 10^5$  (Pa), tem-se uma variação de vazão ( $\delta q_{v2}^{IV1}$ ) dada da seguinte forma:

$$\delta q_{v2}^{IV1} = -4,66 \times 10^{-11} \times \delta p^{IC1} = -4,66 \times 10^{-11} \times 10 \times 10^5 = -46,6 \times 10^{-6} \text{ (m}^3/\text{s)}$$

correspondendo à:

$$\delta q_{v2}^{1V1} = -2,8 \text{ L/min}$$

Como a vazão efetiva, considerando-se a linearização em relação ao ponto de 8V, é dada por:

$$q_{v2}^{1V1} = q_{v2}^{1V1}|_{8V} + \delta q_{v2}^{1V1} \quad (4.9)$$

a vazão efetiva na válvula direcional é:

$$q_{v2}^{1V1} = 9,2 + (-2,8) = 6,4 \text{ L/min}$$

diferentemente do valor nulo previsto.

Portanto, é necessário estabelecer limites inferiores de variação de pressão ( $\delta p^{1C1}$ ) menores que  $10 \times 10^5$  (Pa) para evitar erros expressivos em decorrência da linearização.

Adota-se então, como valor máximo admissível para  $\delta p^{1C1} = +7,5 \times 10^5$  (Pa), obtendo-se:

$$\Delta p_{via}^{1V1} = 100 \times 10^5 - (90 + 7,5) \times 10^5$$

logo:

$$\Delta p_{via}^{1V1} = 2,5 \times 10^5 \text{ (Pa) (Valor mínimo admissível)}$$

$$\Delta p^{1V1} = 2 \times 2,5 \times 10^5 = 5 \times 10^5 \text{ (Pa) (Valor mínimo admissível)}$$

Como o maior  $\Delta p$  de válvula é  $100 \times 10^5$  Pa (curva 5) figura 15 obtém-se:

$$\Delta p^{1V1} = 2 \times \Delta p_{via}^{1V1} = 100 \times 10^5 \text{ Pa}$$

ou:

$$\Delta p_{via}^{1V1} = 50 \times 10^5 \text{ Pa}$$

Da equação (4.8) obtém-se que:

$$\Delta p_{via}^{1V1} = 100 \times 10^5 - p^{1C1} = 50 \times 10^5$$

Lembrando-se que  $p^{1C1} = 90 \times 10^5$  no ponto de operação, pode-se escrever da equação (4.7) que:

$$50 \times 10^5 = 100 \times 10^5 - (90 \times 10^5 + \delta p^{1C1})$$

logo:

$$\delta p^{1C1} = -40 \times 10^5 \text{ (Pa)} \text{ que é o valor mínimo admissível, o qual acarreta a máxima vazão}$$

na válvula controladora de vazão.

Da equação da variação da vazão(4.4), para uma variação de pressão de  $(-40 \times 10^5)$ Pa obtém-se para uma variação nula da tensão a seguinte expressão:

$$\delta q_{v2}^{1V1} = -K_c^{1V1} \delta p^{1C1}$$

que substituindo os valores de  $(\delta p^{1C1})$  e  $(K_c^{1V1})$  acima nessa expressão resulta:

$$\delta q_{v2}^{1V1} = 11,2 \text{ L/min}$$

mas como a vazão no ponto linearizado de 8V é igual a 9,2 l/min resulta para a vazão ( $q_{v2}^{1V1}$ ) da equação 4.9.

$$q_{v2}^{1V1} = q_{v2}^{1V1}|_{8V} + \delta q_{v2}^{1V1} \quad (4.10)$$

ou:

$$q_{v2}^{1V1} = 9,2 + 11,2 = 20,4 \text{ L/min}$$

Nota-se, através das curvas de catálogo, que os valores adotados não coincidem com os valores calculados, uma vez que estes são determinados supondo-se comportamentos lineares.

Portanto, para efeito de simulação com modelos linearizados, é necessário obter-se ou tomar valores mais próximos do ponto escolhido para a linearização, pois eles mostram melhor o comportamento da curva. Assim, assume-se como valores admissíveis:

$$\delta U = \pm 2,0 \text{ V}$$

$$\Delta p_{a\text{dim}}^{1C1} = \pm 3,0 \times 10^5 \text{ Pa}$$

que estão dentro das faixas avaliadas anteriormente e suficientemente próximos do ponto de operação, evitando a obtenção de resultados incoerentes.

### 4.3 - Câmara 1C1 com inserto e tubulação de saída

#### 4.3.1 - Equação da continuidade para a câmara 1C1.

Sendo ( $x^{0ZZ}$ ) o deslocamento do inserto na câmara 1C1, ( $p^{1C1}$ ) a pressão que atua na



câmara 1C1 e  $(p^{2C1})$  a pressão que atua na câmara 2C1, pode-se dizer que o deslocamento do inserto é uma função da diferença de pressão  $(p^{1C1} - p^{2C1})$  que atua sobre ele, ou seja:

$$x^{0Z2} = f(p^{1C1} - p^{2C1}) \quad (4.11)$$

O volume do fluido na câmara 1C1 corresponde ao volume inicial da câmara  $(V_{ini}^{1C1})$ , somado a uma variação de volume devida ao deslocamento do inserto  $(\Delta V_c^{0Z2})$ , ou seja:

$$V^{1C1} = V_{ini}^{1C1} + \Delta V_c^{0Z2} \quad (4.12)$$

Conforme apresentado no apêndice A, a variação do volume na câmara 1C1 ao longo do tempo é uma função  $(f_0)$  de  $(x^{0Z2})$ , ou seja:

$$\frac{dV^{1C1}}{dt} = f_0(x^{0Z2}) \quad (4.13)$$

Na figura 16 é mostrado um esboço da ligação da câmara 1C1 com a válvula de alívio 1V2 através de uma tubulação 0Z3, indicando a direção das vazões que entram e saem da câmara como também as pressões que atuam em cada componente do sistema.

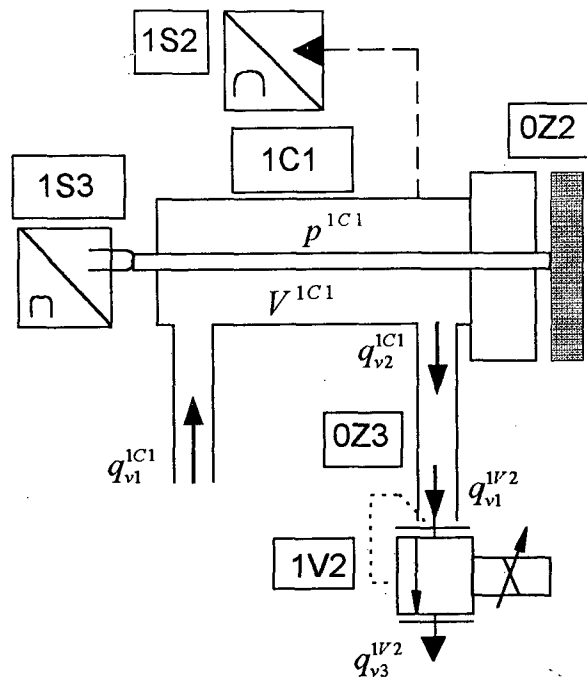


Figura 16 - Detalhe da câmara 1C1 com a ligação através de tubo para a válvula de alívio

A vazão volumétrica ( $q_{v2}^{1C1}$ ) que sai da câmara 1C1 é igual a vazão volumétrica ( $q_{v1}^{1C1}$ ) que entra na câmara 1C1 menos os termos devido à variação do volume da câmara 1C1 com o tempo  $\left(\frac{dV^{1C1}}{dt}\right)$  e do efeito de compressibilidade do fluido  $\left(\frac{V^{1C1}}{\beta} \frac{dp^{1C1}}{dt}\right)$  na câmara 1C1. Conforme apresentado no apêndice A, a variação do volume da câmara 1C1 devido à deformação do inserto pode ser dada por:

$$\frac{dV^{1C1}}{dt} = \frac{A^{0Z2}}{2} \frac{dx^{0Z2}}{dt} \quad (4.14)$$

Assim, a expressão para a vazão  $q_{v1}^{1C1}$  é dada na seguinte forma:

$$q_{v1}^{1C1} = q_{v2}^{1C1} + \frac{A^{0Z2}}{2} \frac{dx^{0Z2}}{dt} + \frac{V^{1C1}}{\beta} \frac{dp^{1C1}}{dt} \quad (4.15)$$

onde:

$V^{1C1}$  = volume da câmara 1C1 ( $m^3$ )

$\beta$  = módulo de elasticidade volumétrico (*bulk modulus*) (Pa)

$A^{0Z2}$  = área do inserto ( $m^2$ )

#### 4.3.2 – Equação da vazão para a tubulação 0Z3

A tubulação (0Z3) entre a câmara 1C1 e a válvula de alívio 1V2 pode ser modelada considerando-se apenas o efeito de perda de carga, de modo que a vazão de saída ( $q_{v2}^{1C1}$ ) da câmara 1C1 pode ser expressa como:

$$q_{v2}^{1C1} = K_c^{0Z3} (p^{1C1} - p^{1V2}) \quad (4.16)$$

onde:

$K_c^{0Z3}$  = coeficiente de vazão pressão no tubo ( $m^5/Ns$ )

$p^{1V2}$  = pressão na câmara da válvula de alívio (Pa)

#### 4.3.3 Equação do movimento do inserto

O disco de inserto utilizado possui rigidez significativa à flexão, a qual é uma função da espessura do inserto. Como a deformação máxima permitida é relativamente pequena (1mm), o disco de inserto pode ser estudado sob a ótica da teoria de placas, ou seja, o disco é considerado como uma placa circular carregada uniformemente com bordas engastadas (Timoshenko, 1969).

A dinâmica do inserto portanto pode ser descrita de forma linearizada pela seguinte expressão:

$$(p^{1C1} - p^{2C1}) A^{0Z2} = M^{0Z2} \frac{d^2 x^{0Z2}}{dt^2} + B^{0Z2} \frac{dx^{0Z2}}{dt} + K^{0Z2} x^{0Z2} \quad (4.17)$$

onde:

$A^{0Z2}$  = área do inserto ( $m^2$ )

$M^{0Z2}$  = massa do inserto (Kg).

$B^{0Z2}$  = coeficiente de amortecimento viscoso associado ao inserto (Ns/m)

$K^{0Z2}$  = rigidez associada ao inserto (N/m)

$x^{0Z2}$  = deslocamento do inserto (m)

$(p^{1C1} - p^{2C1}) A^{0Z2}$  = força que atua no inserto devido à diferença de pressão entre as câmaras 1C1 e 2C1.

Segundo Timoshenko, (1969), a deformação máxima em uma placa manifesta-se no centro. Portanto, para o inserto esta deformação pode ser dada pela expressão seguinte:

$$x^{0Z2} = \frac{(p^{1C1} - p^{2C1})(r^{0Z2})^4}{64D^{0Z2}} \quad (4.18)$$

onde:

$r^{0Z2}$  = raio externo do inserto (m)

$D^{0Z2}$  = módulo de rigidez à flexão do inserto (Nm)

O módulo de rigidez à flexão ( $D^{0z2}$ ) do inserto pode ser calculado usando a equação para placas dada por Timoshenko, (1969) na seguinte forma:

$$D^{0z2} = \frac{E(h^{0z2})^3}{12(1-\mu^2)} \quad (4.19)$$

onde:

$E$  = módulo de Young (Pa)

$h^{0z2}$  = espessura do inserto (m)

$\mu$  = coeficiente de poisson (ADIM)

Calcula-se o módulo de rigidez à flexão para placas de insertos com 1,25mm; 2mm; 3mm e 3,25mm de espessura, usando a equação (4.19), onde verifica-se a variação que ocorre no módulo de rigidez com a variação da espessura do inserto.

Os dados abaixo foram obtidos de catálogos (*DSM SOMOS® 7110*) e de informações técnicas:

$E = 1758 \text{ Mpa}$

$h^{0z2} = 1,25\text{mm}; 2\text{mm}; 3\text{mm e } 3,25\text{mm}$

$\mu = 0,4 \text{ (estimado)}$

O quadro 1 abaixo mostra os diversos valores para o módulo de rigidez à flexão quando submetido a variações na espessura do inserto:

Quadro 1 – Valores do módulo de rigidez à flexão para várias espessuras do inserto

Espessura do inserto ( $h^{0Z2} \times 10^{-3}$ ) (m)	Módulo de Rigidez à Flexão ( $D^{0Z2}$ ) (Nm)
1,25	0,3406
2,0	1,3952
3,0	4,7089
3,25	5,987

Em regime estacionário a equação (4.17) reduz-se a:

$$A^{0Z2}(p^{1C1} - p^{2C1}) = K^{0Z2} x^{0Z2} \quad (4.20)$$

donde resulta:

$$K^{0Z2} = \frac{A^{0Z2}(p^{1C1} - p^{2C1})}{x^{0Z2}} \quad (4.21)$$

substituindo a equação (4.18) na equação (4.21) encontra-se para o coeficiente de rigidez à flexão a seguinte expressão:

$$K^{0Z2} = \frac{64D^{0Z2}A^{0Z2}}{(r^{0Z2})^4} \quad (4.22)$$

No quadro 2 mostram-se os valores de coeficiente de rigidez encontrados para as diversas variações nas espessuras do inserto já mencionadas acima:

Quadro 2 – Coeficientes de rigidez ( $K^{0zz}$ ) relacionadas com as espessuras do inserto

Espessura ( $h^{0zz} \times 10^{-3}$ )(m)	Módulo de Rigidez ( $D^{0zz}$ )(Nm)	Coef. de Rigidez ( $K^{0zz}$ )(N/m)
1,25	0,3406	76.168,786
2,0	1,39524	311.982,55
3,0	4,70893	1.052.940,002
3,25	5,238	1.338.722,765

#### 4.4. Válvula de controle de pressão 1V2.

Na figura 17(a) é apresentado um esboço da câmara 1C1 com a válvula de controle de pressão, e na figura 17(b) está representada uma válvula de controle de pressão de um estágio para um melhor entendimento das seções seguintes.

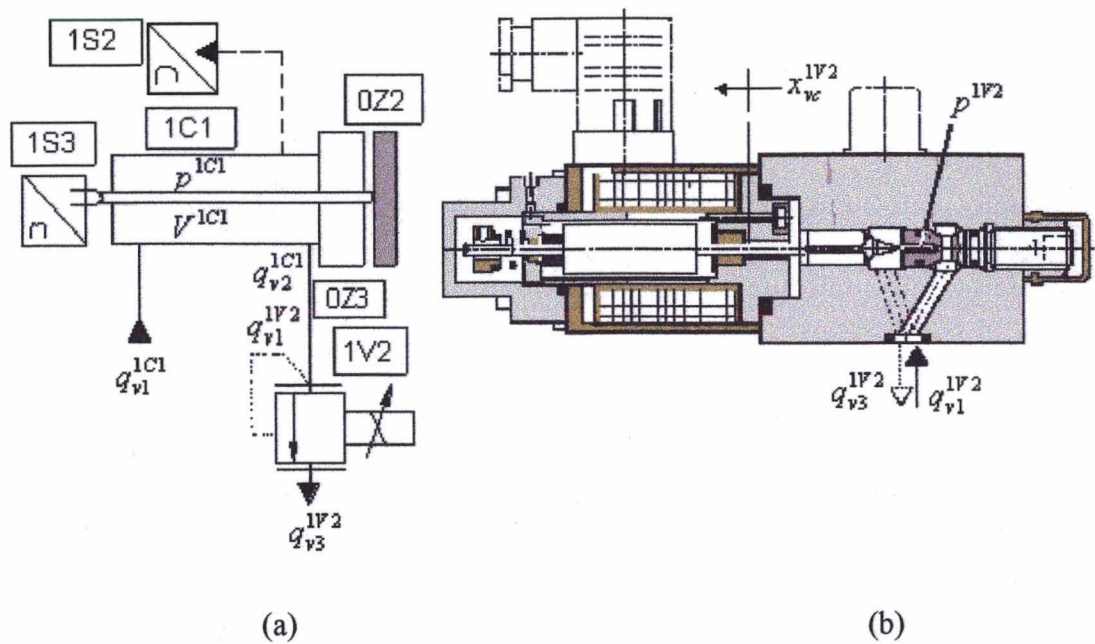


Figura 17 – (a) Câmara 1C1 e válvula de controle de pressão 1V2

(b) detalhe da válvula de controle de pressão de um estágio (Rexroth, 1998).

#### 4.4.1 – Equação da continuidade

A vazão ( $q_{v2}^{1C1}$ ) que sai da câmara 1C1 é igual à vazão ( $q_{v1}^{1V2}$ ) que entra na válvula de alívio que por sua vez é igual à vazão ( $q_{v3}^{1V2}$ ) que sai da válvula 1V2 e vai para o reservatório, somada ao efeito de compressibilidade do fluido no seu interior, assim:

$$q_{v2}^{1C1} = q_{v1}^{1V2} = q_{v3}^{1V2} + \frac{V^{1V2}}{\beta} \frac{dp^{1V2}}{dt} \quad (4.23)$$

onde:

$$q_{v2}^{1C1} = \text{vazão que sai da câmara 1C1 (m}^3\text{/s)}$$



$q_{v1}^{1V2}$  = vazão que entra na válvula de alívio ( $m^3/s$ )

$q_{v3}^{1V2}$  = vazão de retorno da válvula de alívio que vai para o reservatório ( $m^3/s$ )

$V^{1V2}$  = volume na válvula de alívio 1V2 ( $m^3$ )

$p^{1V2}$  = pressão na válvula de alívio 1V2 (Pa)

A equação da vazão na forma não-linear para a vazão de retorno ( $q_{v3}^{1V2}$ ) é expressa da seguinte forma:

$$q_{v3}^{1V2} = C_d^{1V2} A_p^{1V2} (x_{vc}^{1V2}) \sqrt{\frac{2(p^{1V2})}{\rho}} \quad (4.24)$$

onde:

$C_d^{1V2}$  = coeficiente de descarga do orifício principal da válvula de alívio (ADIM)

$A_p^{1V2}$  = área do orifício de controle principal da válvula de alívio que varia com o deslocamento ( $x_{vc}^{1V2}$ ) do carretel da válvula ( $m^2$ )

e a equação da vazão para ( $q_{v3}^{1V2}$ ) na forma linearizada resulta:

$$q_{v3}^{1V2} = K_q^{1V2} x_{vc}^{1V2} + K_c^{1V2} p^{1V2} \quad (4.25)$$

onde:

$K_q^{1V2}$  = ganho de vazão do orifício da válvula de alívio ( $m^2/s$ )

$x_{vc}^{1V2}$  = deslocamento do carretel da válvula de alívio (m)

$K_c^{1V2}$  = coeficiente de vazão-pressão do orifício da válvula de alívio ( $m^5/Ns$ )

$P^{1V2}$  = pressão na câmara central da válvula de alívio e pressão na câmara 1C1 (Pa)

Combinando as equações linearizadas (4.23) e (4.25) resulta:

$$q_{v1}^{1V2} = K_q^{1V2} x_{vc}^{1V2} + K_c^{1V2} P^{1V2} + \frac{V^{1V2}}{\beta} \frac{dp^{1V2}}{dt} \quad (4.26)$$

#### 4.4.2 – Equação do movimento

Considerando o deslocamento do carretel da válvula de alívio como positivo para o lado da esquerda resulta:

$$A_e^{1V2} P^{1V2} - F_s^{1V2} - B^{1V2} \frac{dx_{vc}^{1V2}}{dt} - K_m^{1V2} x_{vc}^{1V2} = M_c^{1V2} \frac{d^2 x_{vc}^{1V2}}{dt^2} \quad (4.27)$$

isolando ( $F_s$ ) resulta:

$$F_s = M^{1V2} \frac{dx}{dt} + B^{1V2} \frac{dx}{dt} + K_m^{1V2} x_{vc}^{1V2} - A_e^{1V2} P^{1C1} \quad (4.28)$$

onde:

$M_c^{1V2}$  = massa do carretel da válvula de alívio 1V2 (Kg)

$B^{1V2}$  = coeficiente de amortecimento viscoso associado a válvula de alívio (Ns/m)

$F_s^{1V2}$  = força que atua no solenóide da válvula de alívio 1V2 (N)

$K_m^{1V2}$  = constante de rigidez da mola da válvula de alívio 1V2 (N/m)

sendo que a força no solenóide é dada por:

$$F_s^{1V2} = K_s^{1V2} U_1^{1V2} \quad (4.29)$$

onde:

$K_s^{1V2}$  = ganho do solenóide proporcional da válvula de alívio 1V2 (N/V)

$U_1^{1V2}$  = tensão aplicada no solenóide da válvula de alívio 1V2 (V)

Desprezando-se a massa do carretel ( $M_c^{1V2}$ ) na equação (4.28), isolando-se ( $x_{vc}^{1V2}$ ) e trabalhando-se no domínio do tempo tem-se:

$$x_{vc}^{1V2} = \frac{A_e^{1V2} P^{1V2} - F_s^{1V2}}{(B^{1V2} D + K_m^{1V2})} \quad (4.30)$$

Substituindo-se a equação (4.30), em (4.26) resulta:

$$q_{v1}^{1V2} = \frac{K_q^{1V2} A_e^{1V2} P^{1V2}}{B^{1V2} D + K_m^{1V2}} - \frac{K_q^{1V2} F_s^{1V2}}{B^{1V2} D + K_m^{1V2}} + K_c^{1V2} P^{1V2} + \frac{V^{1V2}}{\beta} D P^{1V2} \quad (4.31)$$

simplificando, obtém-se:

$$q_{v1}^{1V2} = \left( \frac{K_q^{1V2} A_e^{1V2}}{B^{1V2} D + K_m^{1V2}} + K_c^{1V2} + \frac{V^{1V2}}{\beta} D \right) p^{1V2} - \frac{K_q^{1V2} F_s^{1V2}}{B^{1V2} D + K_m^{1V2}} \quad (4.32)$$

Isolando-se ( $p^{1V2}$ ) na equação (4.32) resulta:

$$p^{1V2} = \frac{(B^{1V2} D + K_m^{1V2})}{\frac{V^{1V2}}{\beta} B^{1V2} D^2 + \left( K_c^{1V2} B^{1V2} + \frac{V^{1V2}}{\beta} K_m^{1V2} \right) D + (K_m^{1V2} K_c^{1V2} + K_q^{1V2} A_e^{1V2})} q_{v1}^{1V2} + \frac{\frac{K_q^{1V2}}{(B^{1V2} D + K_m^{1V2})} (B^{1V2} D + K_m^{1V2})}{\frac{V^{1V2}}{\beta} B^{1V2} D^2 + \left( K_c^{1V2} B^{1V2} + \frac{V^{1V2}}{\beta} K_m^{1V2} \right) D + (K_m^{1V2} K_c^{1V2} + K_q^{1V2} A_e^{1V2})} F_s^{1V2} \quad (4.33)$$

Simplificando a equação (4.33) e substituindo nesta equação o valor de ( $F_s^{1V2}$ ) da equação (4.29) resulta numa expressão linearizada na seguinte forma:

$$p^{1V2} = \frac{(B^{1V2} D + K_m^{1V2})}{\frac{V^{1V2}}{\beta} B^{1V2} D^2 + \left( K_c^{1V2} B^{1V2} + \frac{V^{1V2}}{\beta} K_m^{1V2} \right) D + (K_m^{1V2} K_c^{1V2} + K_q^{1V2} A_e^{1V2})} q_{v1}^{1V2} + \frac{\frac{K_q^{1V2}}{(B^{1V2} D + K_m^{1V2})} (B^{1V2} D + K_m^{1V2})}{\frac{V^{1V2}}{\beta} B^{1V2} D^2 + \left( K_c^{1V2} B^{1V2} + \frac{V^{1V2}}{\beta} K_m^{1V2} \right) D + (K_m^{1V2} K_c^{1V2} + K_q^{1V2} A_e^{1V2})} K_s^{1V2} U_1^{1V2} \quad (4.34)$$

Assim, em regime permanente obtém-se para a pressão ( $p^{1V2}$ ) na válvula de alívio a seguinte expressão:

$$p^{1V2} = \frac{K_m^{1V2}}{K_m^{1V2} K_c^{1V2} + K_q^{1V2} A_e^{1V2}} q_{v1}^{1V2} + \frac{K_q^{1V2} K_s^{1V2}}{K_m^{1V2} K_c^{1V2} + K_q^{1V2} A_e^{1V2}} U_1^{1V2} \quad (4.35)$$

ou, de uma forma mais simplificada em regime permanente:

$$p^{1V2} = K_{pqv}^{1V2} q_{v1}^{1V2} + K_{pu}^{1V2} U_1^{1V2} \quad (4.36)$$

onde:

$$K_{pqv}^{1V2} = \frac{K_m^{1V2}}{K_m^{1V2} K_c^{1V2} + K_q^{1V2} A_e^{1V2}} \quad (\text{coeficiente de pressão-vazão}) \quad (4.37)$$

e:

$$K_{pu}^{1V2} = \frac{K_q^{1V2} K_s^{1V2}}{K_m^{1V2} K_c^{1V2} + K_q^{1V2} A_e^{1V2}} \quad (\text{coeficiente de pressão-tensão}) \quad (4.38)$$

#### 4.4.3 - Determinação dos coeficientes $K_{pqv}^{1V2}$ e $K_{pu}^{1V2}$ para a válvula de alívio 1V2.

A válvula de alívio analisada é uma do tipo DBE 6, com vazão  $q_v = 30$  l/min,  $p_{máx} = 100$  bar, fabricada pela Rexroth. Na figura (18), nas curvas obtidas com vazões de 5 l/min, encontra-se o valor aproximado de  $K_{pu}^{1V2}$  e na figura (19) no gráfico da  $(p \times q_v)$  encontra-se o valor aproximado de  $K_{pqv}^{1V2}$ , ambos para um ponto de operação escolhido.

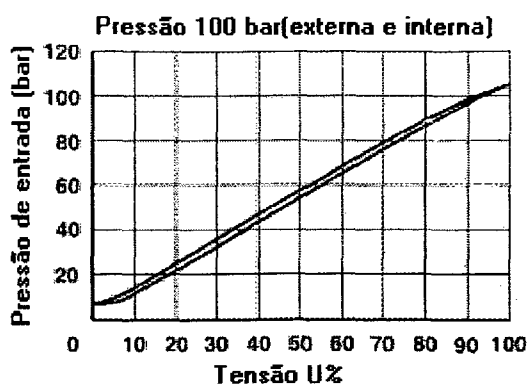


Figura 18.– Curva de pressão(bar) x U(% da tensão nominal) para  $q_v = 5 \text{ l/min}$ .

(Rexroth, 1998)

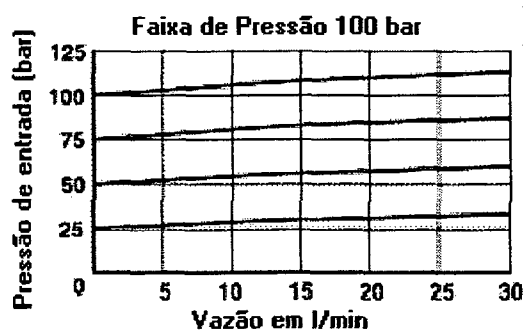


Figura 19 – Curva de pressão(bar) x Vazão(l/min)(Rexroth, 1998)

O coeficiente ( $K_{pu}^{1/2}$ ) pode ser encontrado pela seguinte expressão:

$$K_{pu}^{1/2} = \frac{\Delta p}{\Delta U} \quad (4.39)$$

Da curva ( $p \times U$ ) da figura 18, obtida com uma vazão de 5 (l/min), no ponto de 70% que corresponde a uma tensão de 7 V, tomando-se os pontos entre as linhas de  $p = 90 \text{ bar}$  e  $p = 70 \text{ bar}$  obtêm-se um  $\Delta p = 20 \text{ bar}$  e um  $\Delta U = 2 \text{ V}$ , portanto substituindo os valores encontrados

nesta curva na equação (4.39) resulta:

$$K_{pu}^{1/2} = \frac{90 - 70}{8 - 6} = 10 \text{ bar/V}$$

ou:

$$K_{pu}^{1/2} = 10^6 \text{ Pa/V}$$

$K_{pqv}^{1/2}$  é calculado através da seguinte expressão:

$$K_{pqv}^{1/2} = \frac{\Delta p}{\Delta q} \quad (4.40)$$

Observando a curva da figura 18, no ponto próximo a 7 V a pressão regulada pela válvula é de 80 bar. Este mesmo ponto de operação pode ser identificado na figura 19 na interseção da pressão de 80 bar com a vazão de 5 l/min. Tomando-se a variação da vazão no ponto próximo a 10 l/min(mesma inclinação) obtém-se:

$$\Delta p|_{10 \text{ l/min}} = 81,75 - 75 = 6,75 \text{ bar}$$

e:

$$\Delta q_v|_{75 \text{ bar}} = 10 - 0 = 10 \text{ (l/min)}$$

então, substituindo estes valores de  $\Delta p$  e  $\Delta q_v$  na equação (4.40) resulta:

$$K_{pqv}^{1/2} = \frac{6,75}{10} = 0,675 \text{ bar/(l/min)}$$

ou:

$$K_{pqv}^{1V2} = 4,05 \times 10^9 (\text{Pa s/m}^3)$$

Diante da impossibilidade de se conseguir todos os parâmetros necessários para o equacionamento dinâmico segundo a equação (4.35), assumiu-se um modelo genérico de 2ª ordem empregando-se como ganhos de regime permanente os coeficientes ( $K_{pqv}^{1V2}$ ) e ( $K_{pu}^{1V2}$ ) calculados nesta seção.

Sendo assim, a equação (4.35) que relaciona a pressão de entrada com a vazão e a tensão de entrada na válvula de alívio é colocada na seguinte forma:

$$p^{1V2}(s) = \frac{K_{pqv}^{1V2}(\tau^{1V2}s + 1)}{\left( \frac{1}{(\omega_n^{1V2})^2} s^2 + \frac{2\xi^{1V2}}{\omega_n^{1V2}} s + 1 \right)} q_{v1}^{1V2}(s) + \frac{K_{pu}^{1V2}}{\left( \frac{1}{(\omega_n^{1V2})^2} s^2 + \frac{2\xi^{1V2}}{\omega_n^{1V2}} s + 1 \right)} U_1^{1V2}(s) \quad (4.41)$$

onde:

$\tau^{1V2}$  = constante de tempo da válvula (s)

$\omega_n^{1V2}$  = frequência natural da válvula (rad/s)

$\xi^{1V2}$  = taxa de amortecimento da válvula

A única informação sobre o comportamento dinâmico da válvula é o seu tempo de subida de 50ms. Considerando a aproximação apresentada em Ogata, (1993) onde:

$t_s = \frac{4}{\xi^{1V2} \omega_n^{1V2}}$  e supondo-se a válvula como criticamente amortecida ( $\xi^{1V2} = 0,7$ ), tem-se

$$\omega_n^{1V2} = 114 \text{ rad/s}$$



#### 4.5 – Descrição Matemática por Função Transferência

A partir das equações lineares apresentadas na seção anterior, pode-se escrever as seguintes funções transferências:

Da equação (4.4) obtém-se:

$$q_{v2}^{1V1}(s) = K_q^{1V1} U_1^{1V1}(s) - K_c^{1V1} p^{1C1}(s) \quad (4.42)$$

e o diagrama de blocos é dado na figura 20 abaixo:

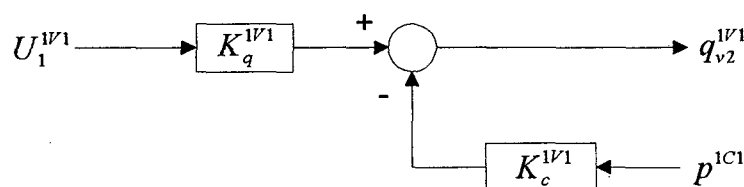


Figura 21 - Diagrama de blocos para a vazão ( $q_{v2}^{1V1}$ ) de saída da válvula controladora de vazão.

Isolando ( $p^{1C1}$ ) na equação (4.15) obtém-se a seguinte função transferência para a pressão na câmara 1C1:

$$p^{1C1}(s) = \frac{1}{s} \frac{\beta}{V^{1C1}} \left( q_{v1}^{1C1}(s) - q_{v2}^{1C1}(s) - \frac{A^{0Z2}}{2} s x^{0Z2}(s) \right) \quad (4.43)$$

e o diagrama de blocos é o seguinte:

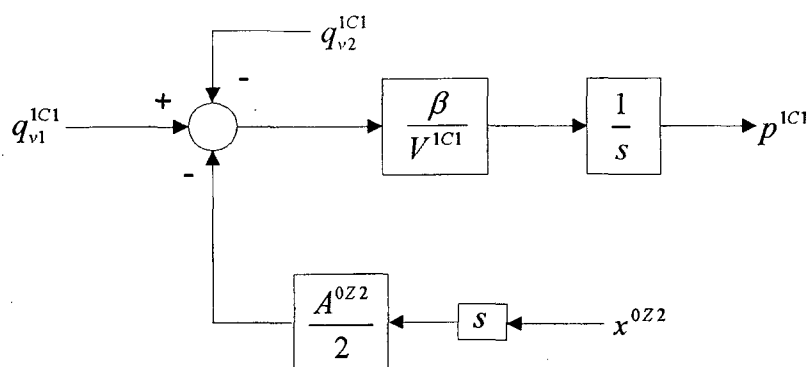


Figura 21 - Diagrama de blocos para a câmara 1C1.

Combinando os dois diagramas de blocos tem-se:

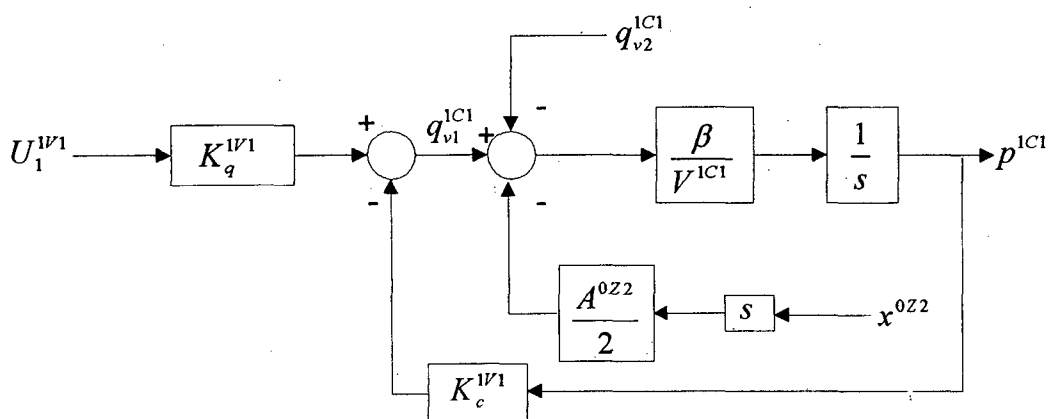


Figura 22 – Diagrama de blocos da válvula controladora de vazão e da câmara 1C1 com o movimento do inserto.

Isolando ( $x^{0Z2}$ ) na equação (4.17) obtém-se a seguinte função transferência:

$$x^{0Z2}(s) = \frac{A^{0Z2}}{M^{0Z2}s^2 + B^{0Z2}s + K^{0Z2}} (p^{1C1}(s) - p^{2C1}(s)) \quad (4.44)$$

e o diagrama de blocos é apresentado abaixo:

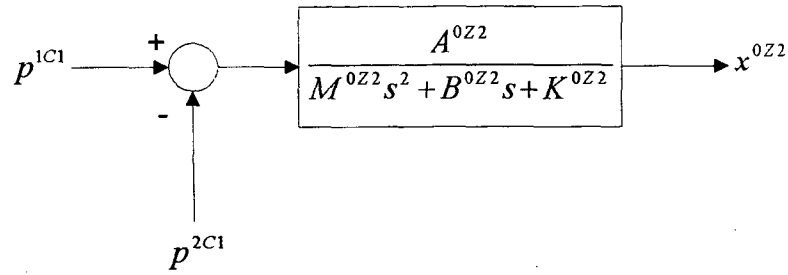


Figura 23 - Diagrama de blocos para o movimento do inserto.

Por conseguinte, o diagrama de blocos envolvendo a válvula controladora de vazão, a câmara 1C1, e o deslocamento do inserto resulta:

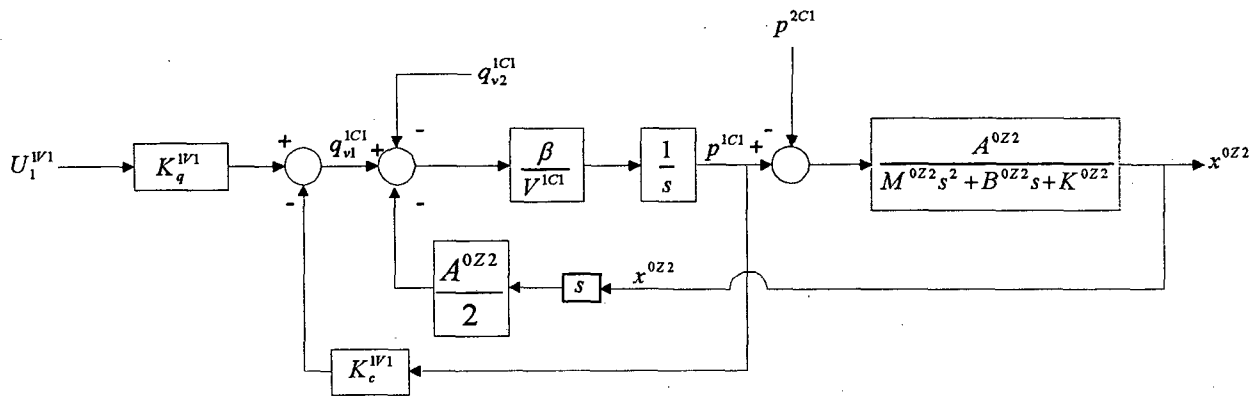


Figura 24 – Diagrama de blocos envolvendo a válvula controladora de vazão, a câmara 1C1 e o deslocamento do inserto.

Na equação (4.41) obteve-se a seguinte função transferência para a pressão ( $p^{1V2}$ ) na entrada da válvula de alívio:

$$p^{1V2}(s) = \frac{K_{pqv}^{1V2}(\tau^{1V2}s + 1)}{\left(\frac{1}{(\omega_n^{1V2})^2}s^2 + \frac{2\xi^{1V2}}{\omega_n^{1V2}}s + 1\right)} q_{v1}^{1V2}(s) + \frac{K_{pu}^{1V2}}{\left(\frac{1}{(\omega_n^{1V2})^2}s^2 + \frac{2\xi^{1V2}}{\omega_n^{1V2}}s + 1\right)} U_1^{1V2}(s) \quad (4.45)$$

e o diagrama de blocos é o seguinte:

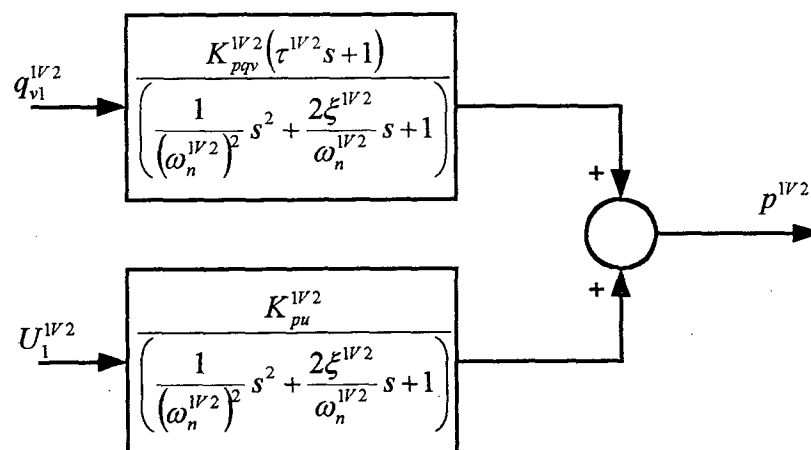


Figura 25 - Diagrama de blocos da válvula de alívio 1V2

O diagrama de blocos global do sistema é apresentado no capítulo 5.

## 5. - SIMULAÇÃO E ANÁLISE

### 5.1 - Introdução

Neste capítulo descreve-se a implementação e simulação do sistema hidráulico de controle de pressão em moldes estereolitografados apresentado no capítulo anterior. Estas simulações têm como objetivo verificar o desempenho do sistema proposto neste trabalho no controle da pressão na parte posterior do inserto, de forma que as forças aplicadas sobre ele não o deformem além do limite permitido. Também deve-se observar a manutenção da vazão em um valor pré-determinado a fim de garantir o resfriamento do molde. Para tanto, e visando minimizar a variação de vazão, acrescenta-se ao sinal de comando da válvula controladora de vazão um sinal proporcional à variação da pressão na câmara onde está sendo controlada a pressão. É interessante salientar que tanto o modelo que está sendo simulado como este sinal que foi acrescentado somente são válidos em torno do ponto de operação onde o sistema foi linearizado

Toda a simulação gera resultados válidos em torno do ponto de operação. As variáveis não são absolutas, mas variações em torno do ponto de operação. Por simplicidade de notação, conforme já mencionado no capítulo 4, não se inclui o símbolo ' $\delta$ ' antes do símbolo das variáveis.

A linearização conduz a desvios nos resultados obtidos em relação ao comportamento real, principalmente das válvulas, que é não linear. Logo, para se ter resultados coerentes é necessário aplicar entradas limitadas em amplitude, conforme identificado no capítulo 4. Para

futura simulação em toda a faixa de operação do sistema será necessário a construção de um modelo não-linear.

## 5.2 O diagrama de simulação

No capítulo 4 desenvolveu-se o modelo linear para o sistema hidráulico representado na figura 14 do capítulo 4. A partir das equações lineares montou-se o diagrama de simulação utilizando-se o pacote *Simulink do Matlab 4.0* (Simulink User's Guide, 1995), o qual é apresentado na seqüência.

### 5.2.1 Válvula Controladora de vazão

Na figura 26 é apresentado o diagrama de blocos gerado no *simulink* para a simulação da válvula controladora de vazão a partir da equação (4.4) ( $q_{v2}^{1v1} = K_q^{1v1} U_1^{1v1} - K_c^{1v1} p^{1c1}$ ).

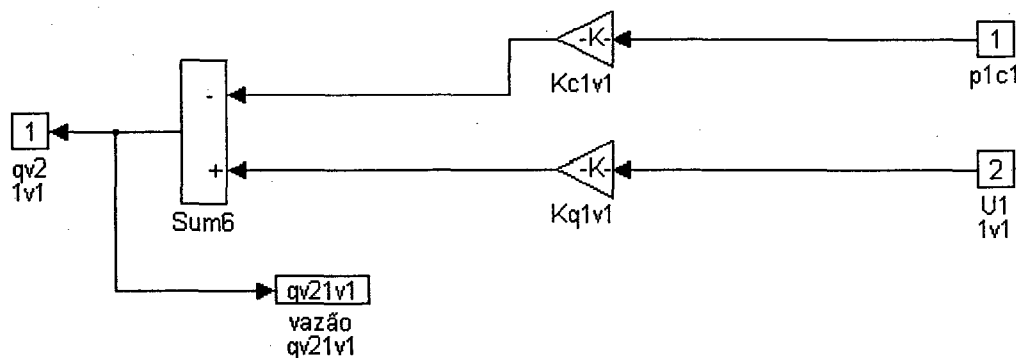


Figura 26 - Diagrama de blocos da válvula controladora de vazão

### 5.2.2 Câmara 1C1

Na figura 27 é apresentado o diagrama de blocos gerado no *simulink* para a câmara 1C1 e para o tubo que faz a conexão entre a câmara 1C1 e a válvula de alívio. Conforme a equação

$$(4.15) \left( q_{v1}^{1C1} = q_{v2}^{1C1} + \frac{A^{0Z2}}{2} \frac{dx^{0Z2}}{dt} + \frac{V^{1C1}}{\beta} \frac{dp^{1C1}}{dt} \right)$$

a pressão na câmara 1C1 é uma função da vazão de entrada na câmara ( $q_{v1}^{1C1}$ ), da compressibilidade do fluido no interior da câmara, do deslocamento do inserto, e da vazão de saída para a válvula de alívio através do tubo. Esta vazão

( $q_{v2}^{1C1}$ ) é uma função da pressão na câmara 1C1 ( $p^{1C1}$ ) e da pressão na válvula de alívio ( $p^{1V2}$ ),

de acordo com a equação (4.16) ( $q_{v2}^{1C1} = K_c^{0Z3} (p^{1C1} - p^{1V2})$ ).

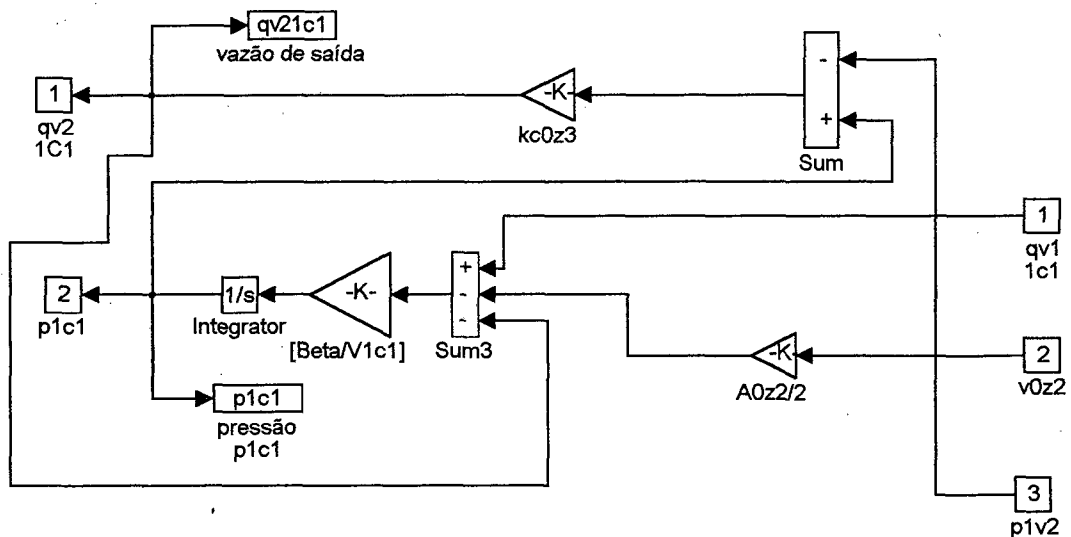


Figura 27 - Diagrama de blocos para a câmara 1C1 e tubo 0Z3.

### 5.2.3 - Válvula de alívio de pressão

Na figura 28 é apresentado o diagrama de blocos gerado no *simulink* para a válvula de alívio de pressão, a partir da função de transferência da equação (4.44)

$$(p^{1V2}(s) = \frac{K_{pqv}^{1V2}(\tau^{1V2}s + 1)}{\left(\frac{1}{\omega_n^2}s^2 + \frac{2\xi}{\omega_n}s + 1\right)} q_{v1}^{1V2}(s) + \frac{K_{pu}^{1V2}}{\left(\frac{1}{\omega_n^2}s^2 + \frac{2\xi}{\omega_n}s + 1\right)} U_1^{1V2}(s)).$$

Foi acrescentado um

controle proporcional realimentando a pressão na válvula de alívio a fim de minimizar o erro de regime permanente decorrente do efeito da vazão ( $q_{v1}^{1V2}$ ) sobre a válvula de alívio.

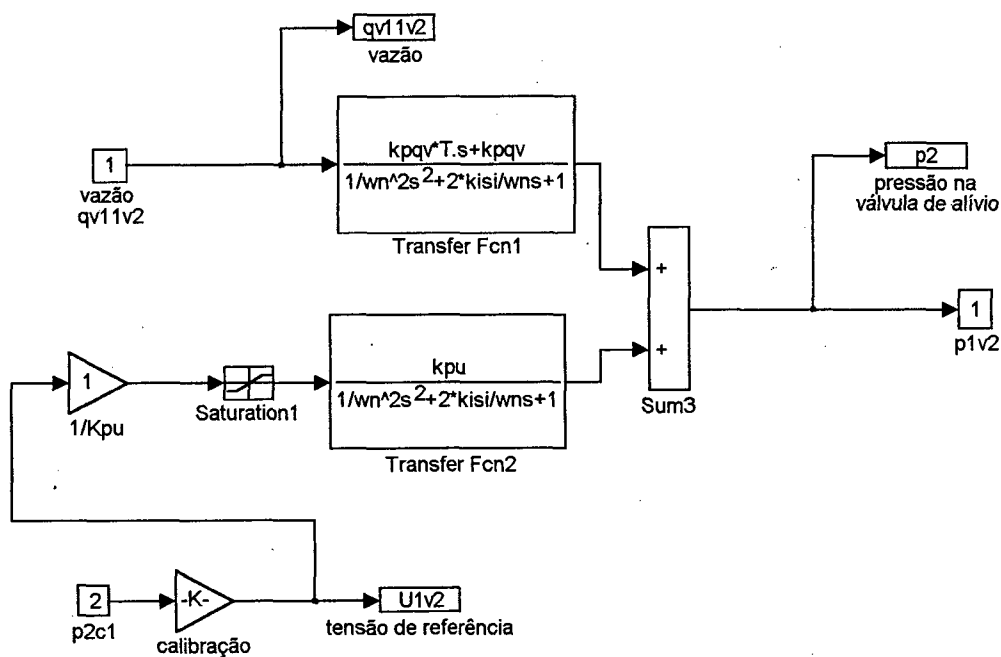


Figura 28 - Diagrama de blocos para a válvula de alívio de pressão.

#### 5.2.4 Inserto de Molde

Na figura 29 é apresentado o diagrama de blocos gerado no *simulink* para deslocamento do inserto de molde, a partir da equação (4.44)



$(x^{0z2}(s) = \frac{A^{0z2}}{M^{0z2}s^2 + B^{0z2}s + K^{0z2}} (p^{1c1}(s) - p^{2c1}(s)))$ , onde as entradas são as pressões nas câmaras 1C1 e 2C1 e as saídas são o deslocamento e a velocidade da parte central do inserto.

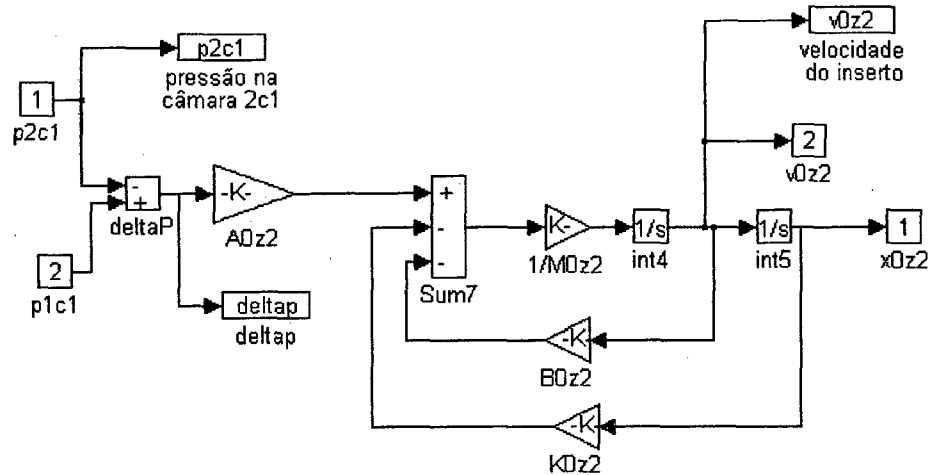


Figura 29 - Diagrama de blocos para o inserto de molde.

### 5.2.5 - Pressão de Injeção ( $p^{2c1}$ )

A pressão de injeção é colocada como uma entrada no diagrama de simulação de forma a simular as variações de pressão na câmara posterior devido à injeção do plástico.

### 5.2.6 - Tensão na válvula controladora de vazão ( $U_1^{v1}$ )

Considerando-se a operação do sistema no ponto de operação onde ocorreu a linearização, a entrada ( $U_1^{v1}$ ), que representa a variação da tensão na válvula controladora de

vazão é nula. Pela equação linearizada da vazão ( $q_{v2}^{1v1} = K_q^{1v1} U_1^{1v1} - K_c^{1v1} p^{1c1}$ ) tem-se que, à medida que a pressão na câmara 1C1 varia a vazão ( $q_{v2}^{1v1}$ ) também varia. Objetivando manter a vazão constante, busca-se compensar esta variação acrescentando-se à tensão de comando da válvula um sinal proporcional à pressão na câmara 1C1 dado por  $\left( \frac{K_c^{1v1}}{K_q^{1v1}} p^{1c1} \right)$ . O diagrama de blocos deste sistema de controle é apresentado na figura (30).

Conforme citado na introdução deste capítulo, esta simulação gera resultados válidos somente em torno do ponto de operação, portanto esta modelagem não poderia ser implementada no sistema real devido aos parâmetros da mesma serem função do ponto onde o sistema foi linearizado. Contudo, a extensão dela para o modelo não-linear poderia ser feita utilizando-se um cancelamento da raiz quadrada na equação (4.3) ( $q_{v2}^{1v1} = C_d^{1v1} K_0 U_1^{1v1} \sqrt{\frac{2(p_s - p^{1c1})}{\rho}}$ ).

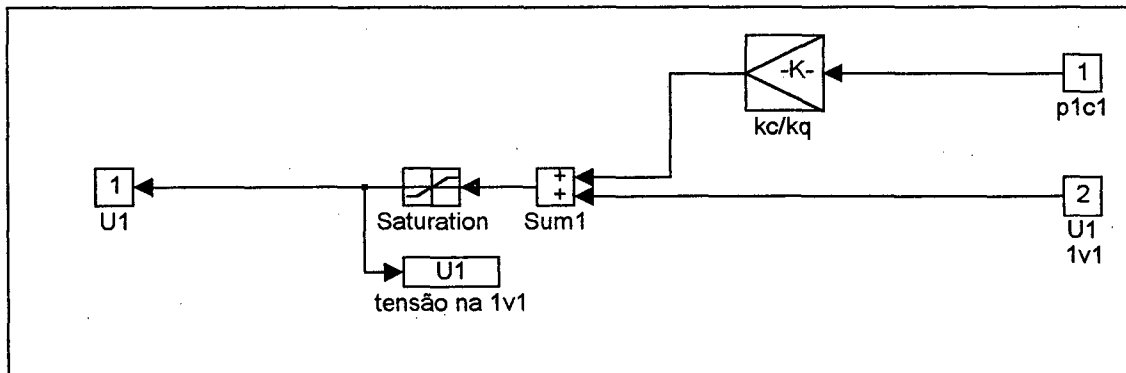


Figura 30 - Diagrama de blocos para a simulação da tensão na válvula controladora de vazão.



foram obtidos a partir de informações de catálogos, calculados e/ou estimados conforme apresentado no capítulo 4.

Quadro 3 – Dados da Simulação usando MatLab

Descrição	Símbolo	Valor	Unidade
Área do embolo da válvula 1V2	$A_{e1V2}$	$2,57 \times 10^{-5}$	$m^2$
Área do inserto 0Z2	$A_{0Z2}$	$2,826 \times 10^{-3}$	$m^2$
Área da câmara 1C1	$A_{1C1}$	$2,826 \times 10^{-3}$	$m^2$
Módulo de elasticidade	$\beta$	$14 \times 10^9$	Pa
Amortecimento viscoso do inserto	$B_{0Z2}$	100	Ns/m
Amortecimento viscoso da válvula 1V2	$B_{1V2}$	310	Ns/m
Coeficiente de vazão-pressão da válvula 1V2	$K_{cp1V2}$	$1,71 \times 10^{-12}$	$m^5/Ns$
Ganho de vazão do orifício principal da 1V2	$K_{qp1V2}$	$1,71 \times 10^{-6}$	$m^2/s$
Coeficiente de vazão-pressão da válvula contr. de vazão 1V1	$K_{c1V1}$	$4,66 \times 10^{-11}$	$m^5/Ns$
Ganho de vazão da 1V1	$K_{q1V1}$	$4,66 \times 10^{-5}$	$m^2/s$
Coeficiente de vazão-pressão do tubo 0Z3	$K_{c0Z3}$	$1,67 \times 10^{-9}$	$m^5/Ns$
Constante elástica da mola da válvula 1V2	$K_{1V2}$	5000	N/m
Coeficiente de rigidez do inserto	$K_{0Z2}$	$10,53 \times 10^5$	N/m
Massa do carretel da válvula 1v2	$M_{c1v2}$	$1,0 \times 10^{-2}$	Kg
Massa do inserto 0Z2	$M_{0z2}$	$10 \times 10^{-3}$	Kg
Volume na câmara 1C1	$V_{1c1}$	$0,5 \times 10^{-3}$	$m^3$
Volume da válvula 1V2	$V_{1v2}$	$0,5 \times 10^{-5}$	$m^3$
Coeficiente de pressão-vazão	$k_{pqv}$	$4 \times 10^9$	$Pa \cdot s/m^3$
Coeficiente de pressão-tensão	$k_{pu}$	$1 \times 10^6$	$Pa/V$
Frequência natural da válvula 1V2	$\omega_n^{1V2}$	114	rad/s
Taxa de amortecimento da válvula 1V2	$\xi^{1V2}$	$7 \times 10^{-1}$	
Constante de tempo da válvula 1V2	$\tau^{1V2}$	$1 \times 10^{-2}$	s

No quadro 4 estão apresentados os pontos de linearização considerados como referências e as faixas de operação em torno destes. Os resultados das simulações referem-se às variações destes parâmetros em torno dos pontos de linearização sendo que as faixas de operação em torno dos pontos de linearização foram obtidas através das máximas variações obtidas nas simulações

realizadas. Assim, por exemplo, a pressão de entrada na câmara 2C1 ( $p^{2C1}$ ) foi linearizada em torno do ponto de funcionamento a 90 bar e apresentou flutuação em torno deste ponto de  $\pm 3$  bar. Então, quando por exemplo, o valor da pressão simulada é de  $-2,5$  bar, o valor obtido diretamente da simulação deve ser convertido para obtenção do valor absoluto. Neste caso será de  $90 - 2,5 = 87,5$  bar.

Quadro 4 – Referência para simulação

Variável	Ponto de Linearização	Faixa de operação em torno do ponto de linearização	Unidade
$p^{2C1}$	90	$\pm 3$	bar
$q_{v1}^{IV1}$	10	$\pm 2$	l/min
$U_1^{IV1}$	7	$\pm 2$	V

## 5.4 Resultados

Utilizando-se o diagrama de blocos global da figura 31 para a simulação com os parâmetros do quadro 3, realizou-se a análise do comportamento da pressão ( $p^{1C1}$ ) e do deslocamento do inserto ( $x^{0Z2}$ ) com variações do amortecimento viscoso do inserto ( $B^{0Z2}$ ).

Como em um processo de injeção, o inserto estará em contato direto com o plástico fundido, presume-se que o amortecimento viscoso terá uma forte influência das características do material que estiver sendo injetado. Como ponto de partida, analisou-se o efeito do coeficiente de amortecimento viscoso do inserto ( $B^{0Z2}$ ) para os valores de 100 Ns/m (curva vermelho) 500 Ns/m (curva azul) e 1000 Ns/m (curva preta) com uma constante de tempo da válvula de alívio ( $\tau^{IV2} = 1 \times 10^{-2}$  s) e com um coeficiente de vazão-pressão do tubo entre a câmara 1C1 e a válvula

válvula de alívio ( $k_c^{0Z3} = 1,67 \times 10^{-10} \text{ m}^5/\text{Ns}$ ), verificou-se nos três casos que a deformação máxima mantém-se dentro dos limites admissíveis. Pelo gráfico da figura 32, pressão(Pa) x tempo(s), onde se aplicou um degrau  $p^{2C1} = 1 \text{ bar}$ , verifica-se que a curva obtida com o valor de ( $B^{0Z2} = 500$ ) Ns/m (curva azul) atingiu o regime permanente no menor espaço de tempo.

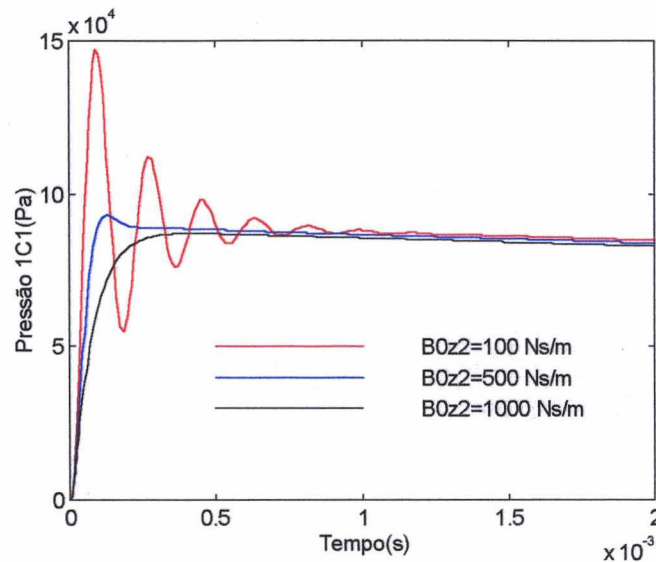


Figura 32 – Simulação da pressão na câmara 1C1(Pa) x tempo(s)

No gráfico da figura 33, que apresenta o deslocamento do inserto em função do tempo, observa-se que no início existe um transiente. Depois do transiente, a deformação do inserto comporta-se como no gráfico apresentado na figura 34. Verifica-se que o amortecimento considerado não influi significativamente na resposta, pois as curvas apresentam-se praticamente iguais.

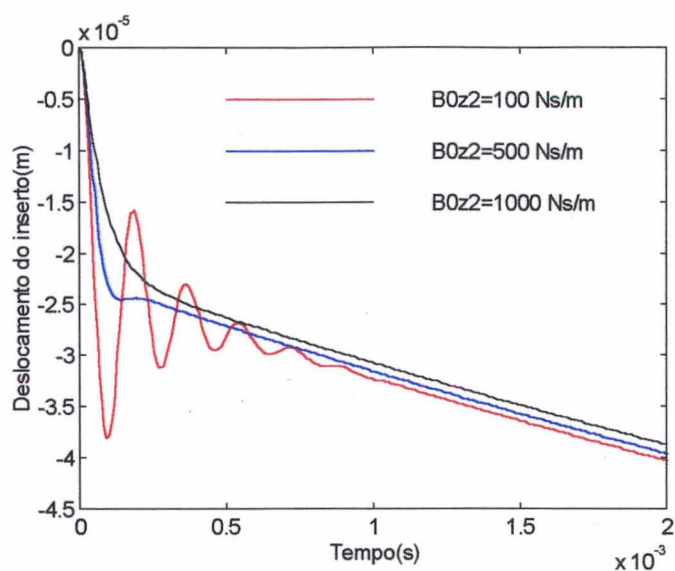


Figura 33 – Simulação do início do deslocamento do inserto(m) x tempo(s)

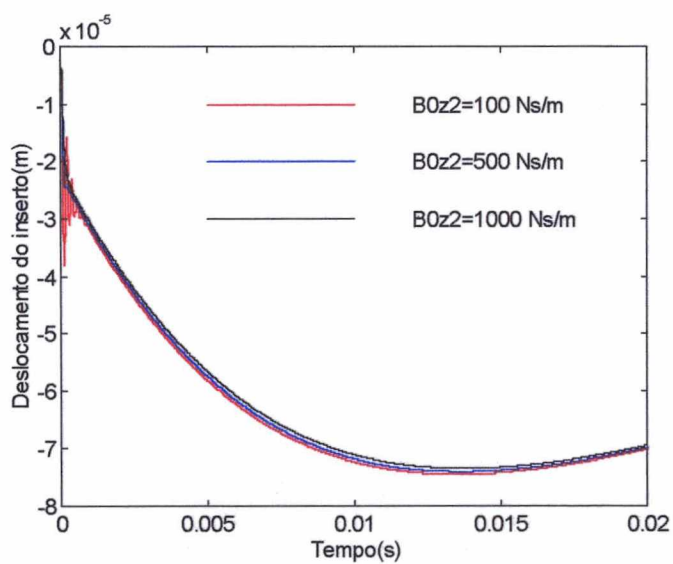


Figura 34 – Simulação do deslocamento do inserto(m) x tempo(s) com variação do amortecimento viscoso do inserto

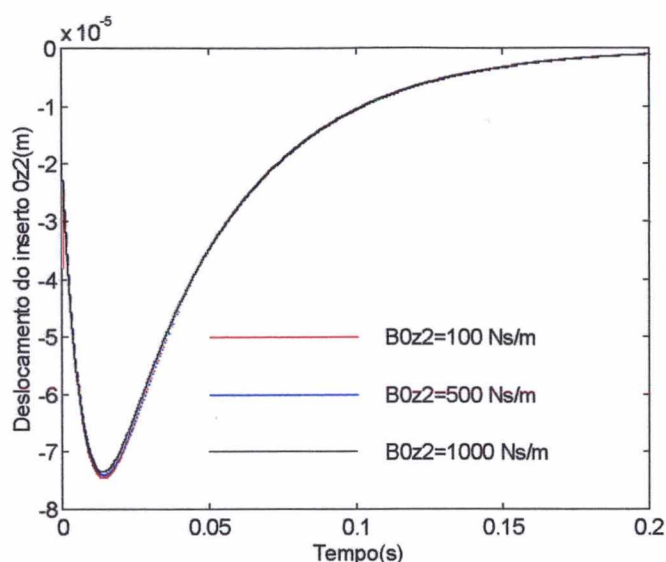


Figura 35 – Simulação do deslocamento do inserto(m) x tempo(s) com variação do amortecimento viscoso do inserto

Depois da atenuação dos efeitos da dinâmica mais rápida, o sistema comporta-se como um sistema bastante amortecido e com uma realimentação que o leva a um equilíbrio que corresponde à posição inicial do inserto ( $x^{0z2} = 0$ ) (figura 35).

Com um valor de ( $B^{0z2} = 500$ ) Ns/m e variando-se a constante de tempo da válvula de alívio em  $\tau^{1/2} = 1 \times 10^{-1} \text{ s}$  (curva vermelha);  $\tau^{1/2} = 1 \times 10^{-2} \text{ s}$  (curva azul);  $\tau^{1/2} = 1 \times 10^{-3} \text{ s}$  (curva preta) e com o coeficiente de vazão-pressão ( $k_c^{0z3} = 1,67 \times 10^{-10} \text{ m}^5/\text{Ns}$ ), observa-se nas figuras 36 e figura 37 que, diminuindo-se a constante de tempo, o sistema demora menos para atingir o regime permanente de modo que a pressão na câmara 1C1 equilibra-se com a pressão de injeção do plástico mais rapidamente, apesar de haver uma diferença de pressão mais pronunciada nos instantes iniciais. O efeito do desequilíbrio de pressões é percebido sobre o deslocamento do inserto conforme a figura 37.



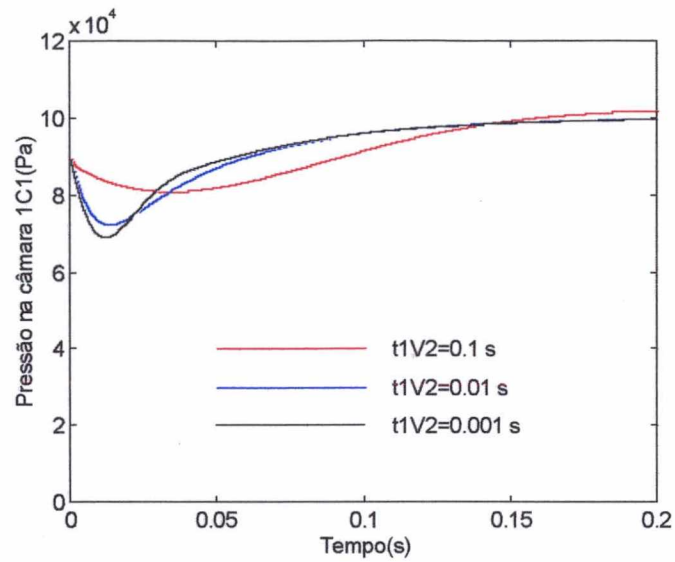


Figura 36 – Simulação da pressão na câmara 1C1(Pa) x tempo(s) com variação da constante de tempo ( $\tau^{1/2}$ ).

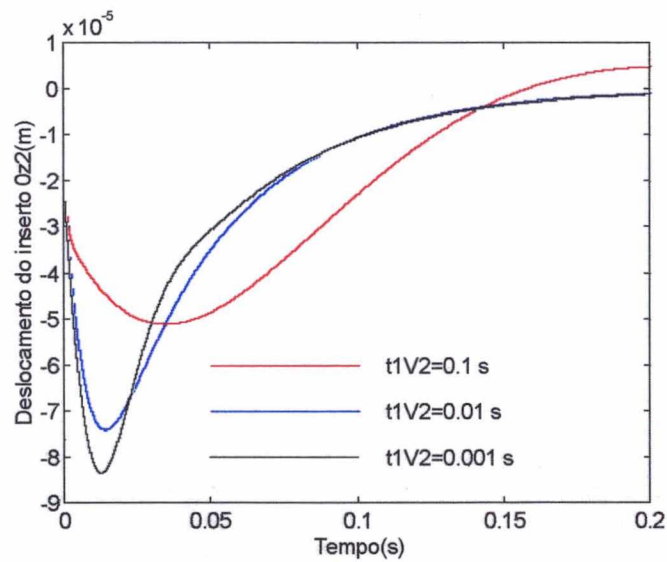


Figura 37 – Simulação do deslocamento do inserto(m) x tempo(s) com variação da constante de tempo ( $\tau^{1/2}$ ).

Na figura 38 apresenta-se o gráfico da pressão na câmara 1C1(Pa) x tempo(s) e na figura 39 o gráfico do deslocamento do inserto, com o amortecimento viscoso ( $B^{0z2} = 500$ ) para uma

variação no coeficiente de vazão-pressão do tubo entre a câmara 1C1 e a válvula de alívio de ( $k_c^{0Z3} = 1,67 \times 10^{-9} \text{ m}^5/\text{Ns}$ ) (curva vermelha) para ( $k_c^{0Z3} = 1,67 \times 10^{-10} \text{ m}^5/\text{Ns}$ ) (curva azul) onde observa-se que diminuindo-se o valor de ( $k_c^{0Z3}$ ) tem-se um aumento na perda de carga do sistema e uma deformação menor do inserto (figura 38).

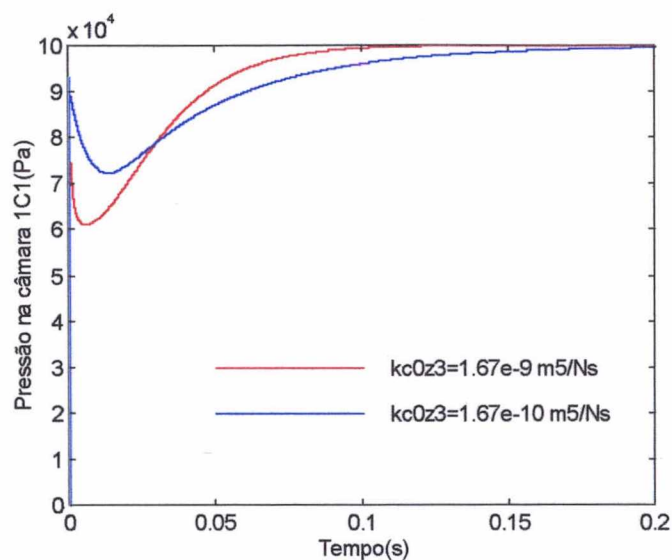


Figura 38 – Simulação da pressão na câmara 1C1(Pa) x tempo(s) com variação do coeficiente de vazão-pressão ( $k_c^{0Z3}$ ).

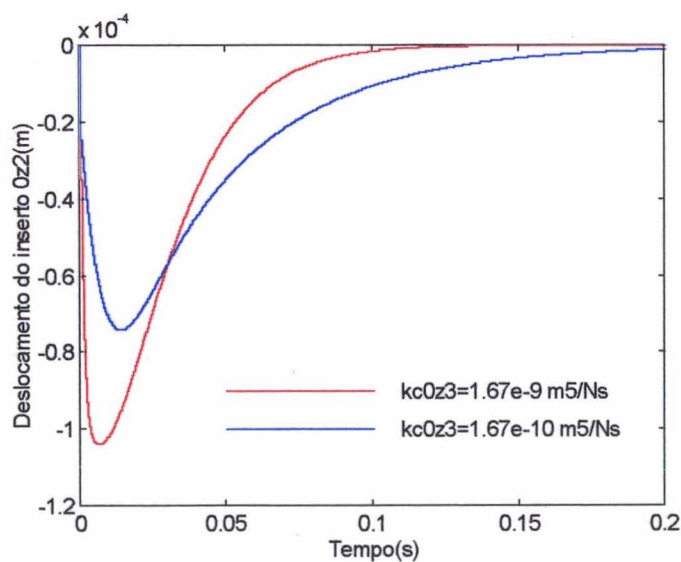


Figura 39 – Simulação do deslocamento do inserto(m) x tempo(s) com variação do coeficiente de vazão-pressão ( $k_c^{0Z3}$ ).

Na figura 40, tomando-se os valores para ( $B^{0Z2} = 500$ ); ( $\tau^{1V2} = 1e-2$ ); ( $k_c^{0Z3} = 1,67e-10$ ) e aplicando-se um degrau em tensão na válvula controladora de vazão de  $U_1^{1V1} = 1V$  e mantendo-se  $p^{2C1} = 0$  bar, obteve-se para o gráfico da pressão(Pa) x tempo (s) uma variação na pressão na ordem de 4,5 bar. Este aumento na variação da pressão é decorrente da influência da vazão sobre o comportamento da válvula de alívio 1V2, conforme pode ser observado na figura 19 (capítulo 4).

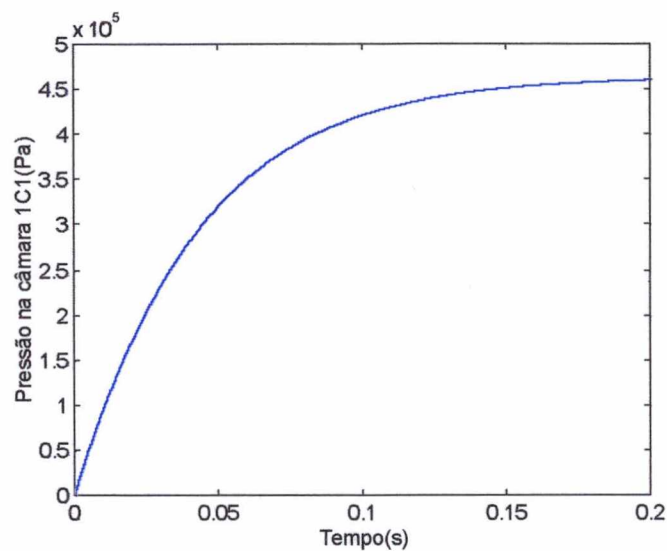


Figura 40 – Simulação da pressão na câmara 1C1(Pa) x tempo(s) para uma entrada em degrau em ( $U_1^{1V1} = 1 V$ ) na válvula controladora de vazão.

Na figura 41 apresenta-se o deslocamento do inserto, onde se pode observar que o deslocamento máximo é de 1,2 mm. Este deslocamento está fora da faixa de tolerância permissível para o inserto que é de no máximo de  $1 \times 10^{-3}m$  (1 mm). Como forma de contornar este problema, pode-se buscar a implementação de uma malha de controle interna que corrija a tensão de alimentação da válvula em função da pressão regulada para que a influência da vazão não produza uma sobre-pressão considerável.

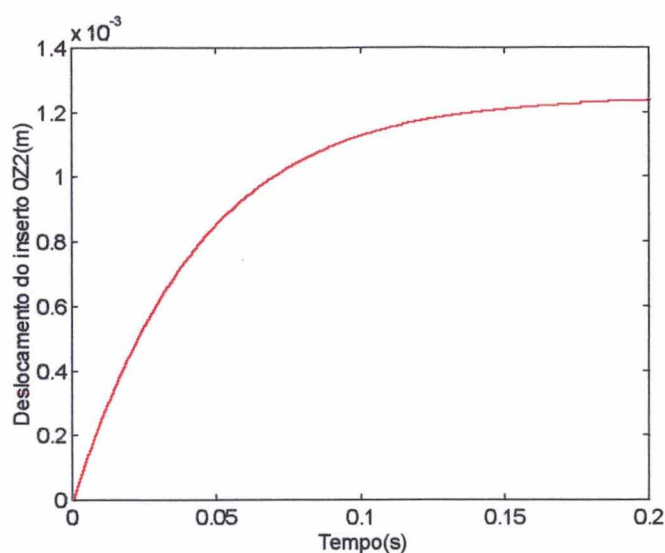


Figura 41 – Simulação do deslocamento do inserto(m) x tempo(s) para uma entrada em degrau em ( $U_1^{1V1} = 1$  V) na válvula controladora de vazão 1V1.

Na figura 42, apresenta-se o gráfico da vazão ( $q_{v1}^{1V2}$ ) onde se pode observar que a variação da vazão de entrada na válvula de alívio é de 2,7 l/min. Como o ponto de linearização corresponde a uma vazão de 10 l/min, tem-se que a vazão na válvula de alívio corresponde a 12,7 l/min.

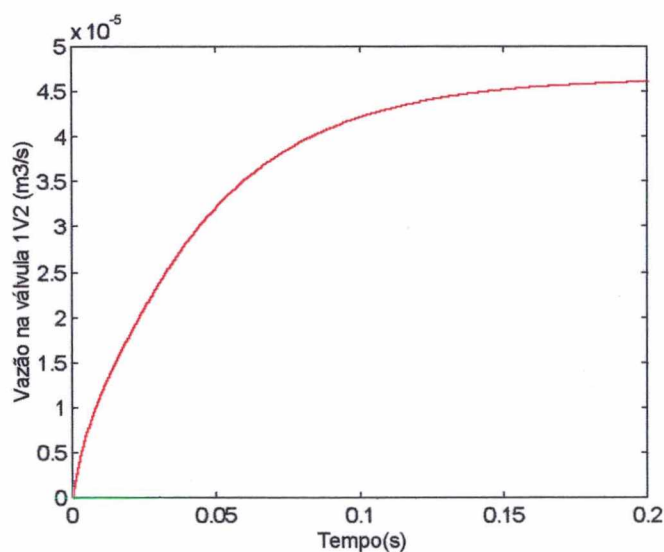


Figura 42 – Simulação da vazão de entrada na válvula de alívio(m³/s) x tempo(s) para uma entrada em degrau em ( $U_1^{1V1} = 1$  V) na válvula controladora de vazão 1V1.

## 6. CONCLUSÕES

Este trabalho contemplou o estudo dos requisitos básicos para o controle da pressão na câmara posterior em moldes produzidos por estereolitografia e a proposição de um circuito de controle eletro-hidráulico empregando componentes hidráulicos industriais.

Os resultados obtidos a partir dos estudos teóricos demonstraram a viabilidade e permitirão a construção de um inserto estereolitografado com um sistema de controle de pressão na sua parte posterior.

Conforme observado ao longo do trabalho, não se pode ater a que tipos de peças poderão ser injetadas nos insertos, visto que as pressões envolvidas nos processos de injeção não dependem apenas deste fator, mas também de aspectos como: espessura das paredes, tamanho da peça, tipos de materiais, temperatura do molde, dimensões dos canais de injeção e a velocidade de injeção, entre outros.

Neste trabalho estabeleceu-se 100 bar como valor máximo para a pressão de injeção, o que possibilita a injeção de um determinado número de peças usando o processo *Direct AIM<sup>TM</sup>*. Assim sendo, modelou-se um sistema que consegue responder, dentro de um espaço de tempo determinado ( $2,4 \times 10^{-4}$  s) a variação de pressão proposta, ou seja, equalizar as pressões nas duas câmaras com um certo limite de deformação do inserto da ordem de 0,001mm.

Sendo assim, o usuário do sistema deverá ter uma idéia das pressões de injeção envolvidas no processo de moldagem para cada tipo de material e verificar se poderá usar o modelo proposto. O usuário terá que adaptar a peça à pressão disponível, e não o contrário. Os sistemas CAE podem nos dar uma boa idéia da pressão obtida na cavidade.

Descreveu-se no capítulo 5 a implementação em simulação do sistema hidráulico de controle proposto no capítulo 4. Os resultados foram analisados e mostraram que é possível



controlar a variação da pressão na câmara posterior de modo que ocorra uma deformação dentro dos valores permissíveis no inserto de molde estereolitografado e a vazão é adequada para o resfriamento do molde.

Portanto, com as vazões e pressões obtidas este sistema apresenta-se adequado a garantir o resfriamento e a rigidez necessária para suportar as pressões de injeção quando da utilização de insertos de molde estereolitografados. Os componentes hidráulicos industriais mostram-se compatíveis com as condições de pressão, temperatura e vazão que ocorrem no processo de injeção de plástico.

Espera-se portanto, que os resultados alcançados nesta pesquisa forneçam os subsídios para a futura construção de um protótipo e que a utilização do controle proposto para a pressão nos insertos de moldes estereolitografados viabilize uma prototipagem mais rápida, reduza o desgaste da ferramenta, aumente a vida útil e otimize o processo *Direct AIM<sup>TM</sup>*. Deste modo, através deste processo será possível a obtenção mais rápida de protótipos de peças moldadas por injeção. Esta capacidade ajudará a diminuir o custo final do protótipo e melhorar a confiabilidade do processo.

Pesquisas futuras incluem a implementação das equações não-lineares que descrevem o sistema e a definição do tipo de fluido a ser utilizado na câmara posterior que ficará em contato com o inserto de molde. O sistema também deverá ser experimentado para outros tipos de materiais plásticos, outras geometrias de inserto, outras condições de pressão como também repetir o experimento para outros tipos de resina.

A complementação dos estudos teóricos possibilitará a construção de um protótipo de acordo com o circuito proposto no capítulo 4 visando o refinamento dos modelos desenvolvidos.

## APÊNDICE A

**Volume de uma calota de raio ' $r^{0Z2}$ ', com flecha de deformação ' $x^{0Z2}$ ', baseado em uma esfera de raio  $R$ :**

Neste apêndice é apresentado o cálculo da variação do volume da câmara 1C1 devido à deformação do inserto quando submetido a uma variação de pressão.

É feita a hipótese de que a deformação no inserto apresenta a forma de uma calota de uma esfera de raio ' $R$ ' variável, conforme apresentado na figura A1.

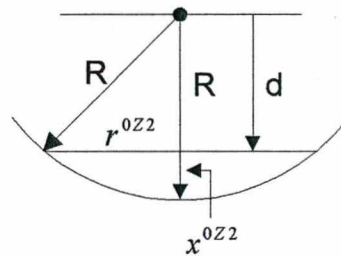


Figura A1 – Esboço da calota de raio ' $r^{0Z2}$ ' e flecha ' $x^{0Z2}$ '.

tem-se:

$R$  = raio da esfera genérica que define a deformação do inserto (variável) (m)

$r^{0Z2}$  = raio do inserto (fixo) (m)

$x^{0Z2}$  = deslocamento do ponto central do inserto (variável) (m)

por Pitágoras:

$$R^2 = (r^{0Z2})^2 + (R - x^{0Z2})^2 \quad (\text{A.01})$$

expandindo resulta:

$$R^2 = (r^{0Z2})^2 + R^2 - 2Rx^{0Z2} + (x^{0Z2})^2$$

$$2Rx^{0Z2} = (r^{0Z2})^2 + (x^{0Z2})^2$$

Assim, o raio 'R' da esfera em função do deslocamento ' $x^{0Z2}$ ', da parte central do inserto e do raio ' $r^{0Z2}$ ', do inserto é dado pela seguinte expressão:

$$R = \frac{(r^{0Z2})^2 + x^{0Z2}}{2x^{0Z2}} \quad (\text{A.02})$$

Por outro lado lembrando da teoria de cálculo do volume de um sólido de revolução onde o volume definido pela revolução de uma curva  $f(x)$  em torno do eixo das abcissas é dado através de  $V = \pi \int_a^b [f(x)]^2 dx$  (Kaplan e Lewis, 1972), onde  $f(x)$  é a função que define a curva de revolução e ' $a$ ' e ' $b$ ' são os limites de integração.

Para o cálculo do volume da calota é necessário definir a função  $f(x)$  e os limites de integração, o que pode ser feito com o auxílio da figura A2.



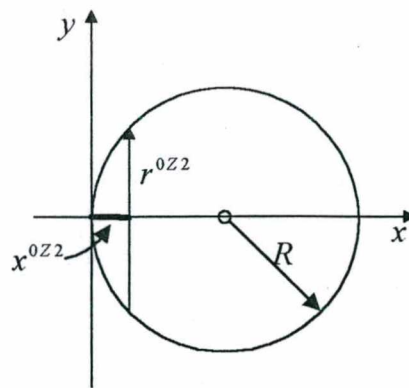


Figura A2 – Esboço da calota em uma esfera

Da figura A2, tem-se que:

$$y = f(x) = \sqrt{R^2 - (R - x)^2} \quad (\text{A.03})$$

que desmembrando resulta:

$$y = \sqrt{2Rx - x^2} \quad (\text{A.04})$$

e também  $a = 0$  e  $b = x^{0Z2}$ , então:

$$V_{calota}^{0Z2} = \pi \int_0^{x^{0Z2}} (2Rx - x^2) dx \quad (\text{A.05})$$

resolvendo a integral resulta:

$$V_{calota}^{0Z2} = \pi \left[ \frac{2x^2}{2} R - \frac{x^3}{3} \right]_0^{x^{0Z2}}$$

substituindo os valores dos intervalos resulta:

$$V_{calota}^{0Z2} = \pi \left[ R(x^{0Z2})^2 - \frac{(x^{0Z2})^3}{3} \right] \quad (A.06)$$

Substituindo o valor de  $R$  obtido da equação (A.02) na equação (A.06) obtém-se para o volume da calota a seguinte expressão:

$$V_{calota}^{0Z2} = \pi \left[ (x^{0Z2})^2 \left( \frac{(r^{0Z2})^2 + (x^{0Z2})^2}{2x^{0Z2}} \right) - \frac{(x^{0Z2})^3}{3} \right] \quad (A.07)$$

que desenvolvendo obtém-se:

$$V_{calota}^{0Z2} = \pi \left[ \frac{(r^{0Z2})^2 (x^{0Z2})^2 + (x^{0Z2})^4}{2x^{0Z2}} - \frac{(x^{0Z2})^3}{3} \right] \quad (A.08)$$

que após algumas operações algébricas resulta:

$$V_{calota}^{0Z2} = \pi \left[ \frac{3(r^{0Z2})^2 x^{0Z2} + (x^{0Z2})^3}{6} \right] \quad (A.09)$$

Derivando-se o volume da calota obtido na equação (A.09) em relação ao tempo obtém-se a vazão volumétrica na seguinte forma:

$$\frac{dV_{calota}^{0Z2}}{dt} = \pi \left[ \frac{3(r^{0Z2})^2}{6} \frac{dx^{0Z2}}{dt} + \frac{3(x^{0Z2})^2}{6} \frac{dx^{0Z2}}{dt} \right] \quad (A.10)$$

que resulta em:

$$q_v = \frac{dV_{calota}^{0Z2}}{dt} = \frac{\pi}{2} \left( (r^{0Z2})^2 \frac{dx^{0Z2}}{dt} + (x^{0Z2})^2 \frac{dx^{0Z2}}{dt} \right) \quad (A.11)$$

que linearizando em torno de  $x^{0Z2} = 0$ , resulta em:

$$\frac{dV_{calota}^{0Z2}}{dt} = \frac{\pi}{2} (r^{0Z2})^2 \frac{dx^{0Z2}}{dt} = \frac{A^{0Z2}}{2} v^{0Z2}(t) \quad (A.12)$$

ou seja, a variação do volume na câmara 1C1 com a deformação do inserto é então dada por:

$$\frac{dV_{calota}^{0Z2}}{dt} = \frac{A^{0Z2}}{2} v^{0Z2}(t) \quad (A.13)$$

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AGRAWAL, A R.; PANDELIDIS, I.O; **Polymer Engineering and Science**, Vol. 27 mid-October 1987

BLASS, A; **Processamento de Polímeros**, 2ª edição, Editora da UFSC., 1988

DECELLIS, Paul.; BARRITT, Michael; **Direct AIM Prototype Tooling. 3D Systems**, guia de procedimento, 1996

DELL'ARCIPRETE, John; MALLOY, Robert; MCCARTHY, Stephen; **Cavity Pressures studies for stereolithography produced tooling. Institute for Plastics Innovation, University of Massachusetts Lowell, Lowell, MA 01854 (1998).**

DE NEGRI, Victor Juliano.; **Modelagem de servomecanismos hidráulicos e simulação de um servomecanismo mecânico-hidráulico**. Dissertação de mestrado, Universidade Federal de Santa Catarina, 1987.

DSM SOMOS®.; Product Data: Somos® 7110 Epoxy Photopolymer, <http://www.dsmsomos.com>, 1999.

FERREIRA, Áureo C. F.; AHRENS, Carlos H.; GRELLMANN, Dauri.; GOMIDE, Ricardo B.; **Influência da pós-cura na Resistência Mecânica de Peças de Estereolitografia Fabricadas com Fotopolímero à Base de Epóxi**, 5º Congresso Brasileiro de Polímeros, 1998.

FRIDOLIN, Frech; MEYER, Urs.; **Industrial Applications of Piezoelectric Pressure Measurements**, March 1982

GRELLMANN, Dauri.; GOMIDE, Ricardo B.; **Fabricação Assistida por Computador de Ferramentas Secundárias pela Técnica de *Rapid Tooling* com Enfoque nos processos Baseados na Estereolitografia**, 1998.

- GOMIDE, R. B.; **Fabricação de Componentes injetados em insertos produzidos por estereolitografia**, Dissertação de mestrado POSMEC – UFSC – Abril 2000
- INCROPERA, Frank P.; DeWITT, David P.; **Introduction to Heat Transfer** – 3<sup>rd</sup> edition, 1996
- JACOBS, Paul.; **Recent Advances in Rapid Tooling from Stereolithography**. 3D Systems, Informativo Técnico. 24 de setembro de 1996.
- JOHANNABER, F. **Injection molding machines, a users guide.**; Hansen and Macmillan Publishing Co. Inc. New York 1983
- KAMAL, M., KENIG. S.; **Polymer Engineering and Science** Vol. 12 No. 4 p618 1972
- KAPLAN, W.; LEWIS, D.J.; **Cálculo e Álgebra Linear**, volume II, Livros Técnicos e Científicos Ltda e Editôra Universidade de Brasília – Rio de Janeiro – GB, 1972
- KISTLER piezo instrumentation catalog - Measuring Instruments for Plastics Processing, 1978
- LAFRATTA, Fernando Humel.; **Avaliação da viabilidade do uso de líquidos refrigerantes sob alta pressão no processo de injeção de termoplásticos utilizando técnicas de Rapid Tooling**. Proposta de Tese UFSC/EMC/GRUCON/CIMJECT, Florianópolis, 1997.
- MALLOY, R. A., CHEN, S. J. and ORROTH, S.; **A Study of injection to holding Pressure Switch-Over Techniques Based on Time, Position or Pressure ANTEC** p.225 1987
- MANNESMANN REXROTH – Catálogo de componentes hidráulicos y electrónicos, São Paulo, 1998
- MENGES, Georg; MOHREN, Paul; **How to make injection molds**; Carl Hanser Verlag, 2<sup>a</sup> edição, New York, 1996
- MERRITT, Herbert E.; **–Hydraulic Control Systems** part I Editôra John Wiley & Sons, Inc, 1967
- PAULSON INJECTION MOLDING, (1998) <http://www.plasticsnet.com>
- PAULSON, D.; **Modern Plastic** p.56 1979
- PLANT, H. T. and MAHER.; **SPE ANTEC papers** 21, 1975



QIN ZOU & ARI; **Development of a cavity pressure bade production monitoring system for injection molding**, 1995

QIU, Wen Jiu; – **Injection Molding Process Monitoring Based on Cavity Pressure**, (1993)

ROMI, Catálogo de Informações Técnicas, Depto de Engenharia de Vendas, Método prático de estudo de peças, 1997

SAURKAR, Sandeep; MALLOY, Robert; McCARTHY, Stephen; **Rapid Tooling: A study of different cooling techniques for mold inserts used in the Direct AIM (ACES INJECTION MOLDING) process.**(1998)

SMITH, Denis.; **Inside the mold with process control** Hunkar Laboratories Inc. Cincinnati, OH 1993

SIMULINK USER'S GUIDE; - Real-Time Workshop for use with Simulink **The Math Works Inc.** 1995

TIMOSHENKO, S.P.; **Resistência dos Materiais** , volume II, Editôra Ao Livro Técnico S. A., Rio de Janeiro, 1969